

**VYSOKÁ ŠKOLA BÁŇSKÁ - TECHNICKÁ UNIVERZITA OSTRAVA**  
**FAKULTA STAVEBNÍ, KATEDRA KONSTRUKCÍ**



**STYČNÍKY OCELOVÝCH KONSTRUKCÍ**  
**DOPORUČENÍ PRO NUMERICKÉ MODELOVÁNÍ A STANOVENÍ**  
**ÚNOSNOSTI VYBRANÝCH TYPŮ STYČNÍKŮ**

**STEEL STRUCTURES JOINTS**  
**RECOMMENDATIONS FOR NUMERICAL MODELLING AND DETERMINATION**  
**OF LOAD-BEARING CAPACITY OF SELECTED TYPES OF JOINTS**

**DISERTAČNÍ PRÁCE**

<u>Autor:</u>	Ing. Anežka Jurčíková
<u>Školitel:</u>	Ing. Miroslav Rosmanit, PhD.
<u>Studijní program:</u>	Stavební inženýrství
<u>Studijní obor:</u>	Teorie konstrukcí

Ostrava 2016

## **Poděkování**

*Děkuji všem, kteří přispěli ke zpracování této disertační práce. Především děkuji svému školiteli Ing. Miroslavu Rosmanitovi, Ph.D. za odborné vedení a předmětné připomínky při zpracování disertační práce.*

*Děkuji také své rodině a přátelům za velkou podporu.*

*Disertační práce byla zpracována za finanční podpory projektů Ministerstva školství, mládeže a tělovýchovy České republiky v rámci Specifického vysokoškolského výzkumu (Studentská grantová soutěž VŠB - TUO) číslo: SP2011/185, SP2012/135, SP2013/169 a SP2014/168.*

Ostrava, 2016

Ing. Anežka Jurčíková

## **ANOTACE**

Práce se zabývá problematikou navrhování a posuzování styčníků ocelových příhradových konstrukcí. Současné návrhové postupy, které jsou uvedeny v normě ČSN EN 1993-1-8, jsou komplikované a mají pouze omezený rozsah použití. Ve stavební praxi se však často vyskytují styčníky, které nespadají do podmínek udávaných normou a nelze je tedy přesně posuzovat na základě normových vztahů pro výpočet únosnosti styčníků. Objevuje se tedy stále častěji potřeba ověřit chování takových styčníků, což vede k neustálému vývoji nejen této oblasti navrhování ocelových konstrukcí.

V disertační práci byly řešeny dva okruhy problémů posuzování styčníků ocelových příhradových konstrukcí. Vybrány byly typické styčníky příhradových konstrukcí – svařované styčníky dutých průřezů a šroubované styčníky s čelní deskou. V každé části byly shrnuty současné metody posuzování ocelových styčníků, přičemž hlavní náplní práce bylo numerické modelování řešených styčníků se zaměřením na možnosti využití numerických modelů pro posouzení těchto spojů.

U svařovaných styčníků byly mimo jiné ověřeny nové návrhové postupy doporučené v publikaci [44], které nejsou zavedeny v normě a nejsou rozšířeny v praxi. Dále byla ověřena možnost využití MPC algoritmu při numerickém modelování pro spojování různých typů konečných prvků a zadávání okrajových podmínek. Ověřeno bylo také využití deformačních limitů k vyhodnocování výsledků numerických modelů.

V rámci výzkumu byly provedeny experimentální zkoušky vybraných typů šroubovaných styčníků s čelními deskami (spoje CHS, resp. L profilů), které sloužily k verifikaci vytvořených numerických modelů a dostupných analytických metod (v případě spoje CHS profilů). Základní výsledky numerického modelování byly s ohledem na reálné laboratorní podmínky upraveny zohledněním vlivu tuhosti čelistí lisu v prokluzu a počátečním prokluzem.

Hlavním cílem disertační práce je shrnutí současných metod a dalších možností posuzování styčníků ocelových příhradových konstrukcí, verifikace méně známých návrhových metod, návrh možných úprav platných vztahů pro stanovení únosností styčníků a doporučení pro tvorbu a vyhodnocování numerických modelů ocelových styčníků. Základní zhodnocení je provedeno na konce každé kapitoly, konečné návrhy a doporučení jsou uvedeny v závěrech disertační práce.

### ***Klíčová slova***

ANSYS; Deformační limit; Náhradní T profil; Numerický model; Páčení šroubů; Svařované styčníky; Šroubované styčníky.

## **ANNOTATION**

Ph.D. thesis deals with design and assessment of steel truss structure joints. The current design procedures, given in ČSN EN 1993-1-8, are complicated and have only a limited scope of use. In practice, however, joints that do not fall under the conditions specified by Eurocode and therefore cannot be clearly assessed on the basis of the standardized formulas for calculation load bearing capacity of joints often occur. That is why need arises to verify the behavior of such joints, which results in the constant development not only in the field of designing of steel structures.

Two main problems in design of steel truss structure joints were solved in this thesis. Typical types of joints, namely welded hollow section joints and the end plate bolt connections, were selected. In each part of the thesis current analytical methods which can be used for design of selected joints were summarized. The main task of the work was numerical modeling of joints under consideration, focusing on possibilities of using numerical models for the advanced assessment of these joints.

Besides, the new design procedures for welded joints were verified in the thesis. These procedures, which are recommended in the publication [44], are not implemented in the codes and also are not widespread into practice. The possibility of using MPC algorithm in the numerical modeling for connecting various types of finite elements and for boundary conditions input was verified. The use of deformation limits for evaluation of numerical models results was checked.

Some experiments of selected types of end plate bolted joints have been performed (CHS joints, or L profiles joints respectively). These tests were primarily carried out to verify numerical models and also available analytical methods (for CHS joints). The direct numerical model outputs were modified. This modification was made with respect to real laboratory conditions taking into account the effect of the trial press machine slip stiffness and the initial slip.

The main aim of the Ph.D. thesis is summarization of current analytical methods and other design possibilities of the steel truss structure joints, verification of little known design methods, proposal of possible modifications of current formulas for determination of joints load bearing capacity and recommendations for creation and evaluation of numerical models of steel joints. A primary (concrete) founding is summarized at the end of each section. Final (overall) proposals and recommendations are presented in the conclusions of the thesis.

### ***Key words***

ANSYS; Deformation limit; T-Stub; Numerical model; Prying of bolts; Welded joints; Bolted joints.

## **OBSAH**

Anotace .....	iii
Annotation .....	iv
Obsah .....	v
Seznam obrázků .....	vii
Seznam tabulek .....	xiv
Použité značení.....	xv
<b>1 Úvod do řešení problematiky.....</b>	<b>1</b>
1.1 Obecný úvod .....	1
1.2 Cíle disertační práce.....	3
<b>2 Svařované styčníky dutých průřezů .....</b>	<b>4</b>
2.1 Princip posuzování svařovaných ocelových styčníků dle ČSN EN 1993 .....	4
2.2 Analytické modely pro výpočet únosnosti svařovaných styčníků uzavřených průřezů ([12],[43]).....	8
2.2.1 Styčníky kruhových dutých profilů .....	9
2.2.2 Styčníky čtvercových a obdélníkových průřezů .....	11
2.2.3 Připoje uzavřených průřezů k otevřeným .....	14
2.3 Svařované ocelové styčníky dutých průřezů dle CIDECT .....	16
2.3.1 Klasifikace svařovaných styčníků CHS a RHS profilů .....	16
2.3.2 Změny ve stanovování únosnosti svařovaných styčníků.....	19
2.4 Numerické modelování svařovaného T styčníku .....	20
2.4.1 Numerické modely.....	20
2.4.2 Výsledky numerického modelování.....	21
2.5 Numerické modelování svařovaného styčníku tvořeného mezipásovými pruty z RHS a pásem z profilu HEA .....	25
2.5.1 Popis řešené konstrukce a geometrie řešeného N styčníku.....	25
2.5.2 Očekávané způsoby porušení styčníku dle ČSN EN 1993-1-8 .....	26
2.5.3 Numerické modely samostatného styčníku .....	26
2.5.4 Propojení 3D detailu styčníku s prutovým modelem konstrukce s využitím MPC algoritmu.....	28
2.5.5 Vyhodnocení výsledků .....	30
2.5.6 Závěry .....	34

2.6	Numerické modelování a analytické posouzení rovinného ocelového styčníku z CHS profilů .....	35
2.6.1	Popis řešené konstrukce .....	35
2.6.2	Posouzení styčníku dle doporučení CIDECT .....	36
2.6.3	Tvorba MKP modelu.....	39
2.6.4	Vyhodnocení výsledků .....	40
2.6.5	Závěry .....	43
<b>3</b>	<b>Šroubované styčníky s čelní deskou .....</b>	<b>44</b>
3.1	Náhradní T profil.....	44
3.1.1	Porušení T profilu vlivem porušení desky.....	45
3.1.2	Porušení T profilu vlivem porušení desky a šroubů.....	46
3.1.3	Porušení T profilu vlivem porušení šroubů .....	46
3.1.4	Shrnutí.....	47
3.1.5	Účinná délka náhradního T profilu.....	48
3.2	Spoje kruhových dutých profilů čelní deskou.....	55
3.2.1	Současné metody stanovení únosnosti spoje s kruhovou deskou .....	55
3.3	Tahové zkoušky spojů .....	60
3.3.1	Geometrie řešených spojů .....	60
3.3.2	Průběh experimentů .....	62
3.4	Materiálové charakteristiky .....	67
3.4.1	Numerické modely materiálových vzorků .....	70
3.5	Numerické modely zkoušených spojů .....	73
3.6	Stanovení únosnosti spojů kruhových dutých profilů .....	75
3.6.1	Vstupní parametry .....	75
3.6.2	Igarashiho metoda.....	75
3.6.3	Metoda dle konceptu Eurokódu.....	76
3.7	Porovnání výsledků zkoušek s numerickými modely .....	77
3.8	Závěry.....	86
<b>4</b>	<b>Závěry disertační práce.....</b>	<b>87</b>
<b>5</b>	<b>Literatura .....</b>	<b>90</b>
<b>6</b>	<b>Publikace autorky .....</b>	<b>95</b>
<b>7</b>	<b>Vědecká a odborná činnost autorky .....</b>	<b>98</b>

## **SEZNAM OBRÁZKŮ**

Obr. 1 – Příklady využití ocelových příhradových konstrukcí v praxi a) ocelová konstrukce zastřešení stadionu SK Slavia Praha (převzato z [52]); b) detail lávky ve Svatavě (převzato z [53]); c) propojovací lávka (převzato z [54]).....	1
Obr. 2 – Ukázky styčnicků, které nejsou popsány v normě. a) převzato z [30]; b) The Survanabhumi Airport, Bangkok (převzato z [55]).....	2
Obr. 3 – Příklad šroubovaných styčnicků (Office Building in the Technological Park of Álava, Miñano-Mayor (ESPAÑA) – převzato z [56]) .....	2
Obr. 4 – Typy styčnicků, které jsou řešeny v normě ČSN EN 1993-1-8 (převzato z [11]) .....	5
Obr. 5 – Způsoby porušení styčnicků z kruhových dutých profilů (převzato z [11]) ..	6
Obr. 6 – Způsoby porušení styčnicků z obdélníkových dutých profilů (převzato z [11]) .....	7
Obr. 7 – Způsoby porušení styčnicků mezipásových prutů z dutých profilů a pásů z otevřených průřezů (převzato z [11]) .....	8
Obr. 8 – Model pro plastizování pásu nosníku z kruhových trubek – styčník typu X (převzato z [43]) .....	9
Obr. 9 – Model pro prolomení smykem (převzato z [12]) .....	10
Obr. 10 – Model pro porušení pásu nosníku z kruhových trubek smykem – K styčník (převzato z [12]) .....	10
Obr. 11 – Liniové plastické klouby, model pro styčníky typu T, Y a X – porušení pásového prutu (převzato z [43]) .....	12
Obr. 12 – Model prolomení smykem pro styčníky typu T, Y a X (převzato z [12]).	12
Obr. 13 – Smyková únosnost pásu ve styčníku typu K a N s mezerou (převzato z [43]) .....	13
Obr. 14 – Model únosnosti pro lokální boulení bočních stěn pásu (převzato z [12]) .....	14
Obr. 15 – Rozdělení normálového napětí na konci diagonály z uzavřeného čtvercového průřezu (převzato z [12]).....	14
Obr. 16 – Efektivní šířka na obvodu připojené diagonály (převzato z [12]) .....	15
Obr. 17 – Porušení pásu ve smyku – styčník typu K s mezerou (převzato z [12])	15
Obr. 18 – Místní plastické porušení stěny pásu (převzato z [12]).....	16
Obr. 19 – Základní uspořádání styčnicků dutých průřezů (převzato z [44]) a) T styčník; b) X styčník; c) N styčník s překrytím; d) K styčník s mezerou .....	17
Obr. 20 – Příklady klasifikace styčnicků dutých průřezů (převzato z [44]).	18

Obr. 21 – Rozložení N styčnicku (a) s nevyváženým zatížením mezipásových prutů na kombinaci K (b) a X styčnicku (c) .....	18
Obr. 22 – Konečný prvek SHELL 93 [2] .....	20
Obr. 23 – Silově-deformační křivka styčnicku T1 .....	22
Obr. 24 – Deformovaný styčník T1 (3x zvětšené měřítko) a průběh von Misesova napětí [Pa] při zatížení silou 60 kN (odpovídá limitu 1% $d_0$ ) .....	22
Obr. 25 – Silově-deformační křivka styčnicku T2 .....	23
Obr. 26 – Deformovaný styčník T2 (3x zvětšené měřítko) a průběh von Misesova napětí [Pa] při zatížení silou 270 kN (odpovídá limitu 1% $d_0$ ) .....	23
Obr. 27 – Silově-deformační křivka styčnicku T3 .....	24
Obr. 28 – Deformovaný styčník T3 (3x zvětšené měřítko) a průběh von Misesova napětí [Pa] při zatížení silou 360 kN (odpovídá limitu 1% $d_0$ ) .....	24
Obr. 29 – Typy průřezů na řešeném příhradovém vazníku .....	25
Obr. 30 – Geometrie N styčnicku pásu z HEA profilu a RHS mezipásových prutů a) První návrhová situace; b) Druhá návrhová situace. ....	25
Obr. 31 – a) Porušení stojiny pásu; b) Porušení pásu smykem; c) Porušení mezipásového prutu. ....	26
Obr. 32 – a) Konečný prvek SHELL 43; b) Konečný prvek SOLID 45 [2] .....	27
Obr. 33 – a) Původní okrajové podmínky; b) Nově zvolené okrajové podmínky ...	27
Obr. 34 – Normálové síly v místě řešeného styčnicku .....	28
Obr. 35 – Schéma uvažovaného propojení prutového a 3D modelu .....	28
Obr. 36 – Geometrie elementu BEAM 189 [2] .....	29
Obr. 37 – a) Kontakt „Beam to Solid“; b) Kontakt „Beam to Shell“ .....	30
Obr. 38 – Propojení prutového a 3D modelu .....	30
Obr. 39 – Schéma poloviny konstrukce s okrajovými podmínkami (osová symetrie) .....	30
Obr. 40 – Silově-deformační křivky pro modely samostatného styčnicku s jednou výztuhou a srovnání s únosností dle EC3 .....	31
Obr. 41 – Silově-deformační křivky pro modely samostatného styčnicku se dvěma výztuhami a srovnání s únosností dle EC3 .....	32
Obr. 42 – Srovnání silově-deformačních křivek pro modely styčnicku s jednou výztuhou .....	32
Obr. 43 – Srovnání silově-deformačních křivek pro modely styčnicku se dvěma výztuhami .....	33
Obr. 44 – Srovnání deformace pásnice a rozvoje napětí za mezí kluzu nevztuženého (a + b) a vztuženého (c + d) HEA profilu při zatížení silou 300 kN v diagonále (zvětšené měřítko deformací - 20x) .....	33



Obr. 45 – Srovnání deformace pásnice a rozvoje napětí za mezí kluzu nevyztuženého (a + b) a vyztuženého (c + d) HEA profilu při zatížení silou 444 kN v diagonále (zvětšené měřítko deformací - 20x).....	33
Obr. 46 – Srovnání deformace pásnice a rozvoje napětí za mezí kluzu nevyztuženého (a + b) a vyztuženého (c + d) HEA profilu při zatížení silou 508 kN v diagonále (zvětšené měřítko deformací - 20x).....	34
Obr. 47 – a) Geometrie řešené konstrukce s vyznačenými typy profilů; b) Detail zkoumaného styčnicku včetně číslování jednotlivých prutů.....	36
Obr. 48 – Rozdělení rovinného styčnicku do kombinace tří základních X styčnicků dle [44] (hodnoty sil byly převzaty ze zjednodušeného prutového modelu rámu). ....	37
Obr. 49 – a) Propojení prutových prvků a 3D modelu; b) Detail kontaktu „Beam to Shell“ .....	40
Obr. 50 – Schéma zadaných okrajových podmínek – podpory, zatížení.....	40
Obr. 51 – Silově-deformační křivky pro různé tloušťky průřezu pásu s vyznačením hodnot deformačního limitu $0,5\%d_0$ a s hodnotami únosností $N_{Rd,1,A/B}$ dle kapitoly 2.6.2 .....	41
Obr. 52 – Rozvoj napětí (von Mises) za mezí kluzu při síle 320 kN v tlačené diagonále 1 a) tloušťka pásu 7,1 mm; b) tloušťka pásu 8,0 mm.....	41
Obr. 53 – Rozvoj napětí (von Mises) za mezí kluzu při síle 394 kN v tlačené diagonále 1 a) tloušťka pásu 7,1 mm; b) tloušťka pásu 8,0 mm.....	42
Obr. 54 – Rozvoj napětí (von Mises) za mezí kluzu při síle 505 kN v tlačené diagonále 1 a) tloušťka pásu 7,1 mm; b) tloušťka pásu 8,0 mm.....	42
Obr. 55 – Příčná deformace průřezu pásu (zvětšené měřítko).....	42
Obr. 56 – Způsoby porušení T profilu: a) porušení desky; b) porušení desky a šroubů; c) porušení šroubů .....	45
Obr. 57 – Rozložení posouvajících sil, resp. ohybových momentů na T profilu při: a) porušení desky; b) porušení desky a šroubů; c) porušení šroubů.....	45
Obr. 58 – Rozložení sil a ohybových momentů na polovině T profilu při porušení čelní desky .....	45
Obr. 59 – Rozložení sil a ohybových momentů na polovině T profilu při porušení čelní desky a šroubů.....	46
Obr. 60 – Rozložení sil a ohybových momentů na polovině T profilu při porušení šroubů .....	47
Obr. 61 – Příklady tvarů porušení (převzato z [41]): a) kruhová porušení jednoho šroubu, resp. skupiny šroubů; b) jiná porušení jednoho šroubu, resp. skupiny šroubů .....	48
Obr. 62 – Převedení kruhové desky po obvodě vetknuté na náhradní T profil.....	48
Obr. 63 – Tvar porušení při porušení pásnice (převzato z [50]) .....	49

Obr. 64 – Tvar porušení při porušení pásnice a šroubů (převzato z [50]) .....	50
Obr. 65 – Samostatný šroub na okraji čelní desky při jiném tvaru porušení (převzato z [41]) .....	50
Obr. 66 – Šrouby na konci pásnice a) jiná tvar porušení; b) kruhové porušení (převzato z [41]).....	51
Obr. 67 – Tvary porušení šroubů na konci čelní desky (převzato z [41]) .....	51
Obr. 68 – Šrouby u výztuhy (převzato z [41]) .....	52
Obr. 69 – Grafy pro stanovení součinitele $\alpha$ (převzato z [41]) .....	52
Obr. 70 – Tvary porušení šroubů a) mezi dvěma výztuhami; b) mezi výztuhou a koncem desky (převzato z [41]).....	53
Obr. 71 – Příklady účinků přidaných šroubů ve spoji (převzato z [51]).....	53
Obr. 72 – Rozšíření linií plastických kloubů k přidaným šroubům ve spoji (převzato z [51]) .....	54
Obr. 73 – Účinné délky pro skupinu šroubů (převzato z [51]) .....	54
Obr. 74 – Geometrické parametry styčnicku dutých profilů s kruhovou čelní deskou (převzato z [18]).....	55
Obr. 75 – Linie plastických kloubů na kruhových čelních deskách [22] (vyšrafované oblasti odpovídají místům kontaktu čelních desek, kde se předpokládá vznik páčících sil) .....	56
Obr. 76 – Závislost mezi silou ve šroubu a vnášenou tahovou silou (převzato z [4]) .....	57
Obr. 77 – Základní geometrie řešených styčnicků – a) Spoj CHS profilů; b) Spoj L profilů .....	60
Obr. 78 – Schémata zkušebních vzorků – a) Spoj CHS profilů; b) Spoj L-profilů..	61
Obr. 79 – Viditelná počáteční imperfekce čelní desky.....	61
Obr. 80 – Body měření počátečních imperfekcí na čelních deskách: a) kruhová; b) obdélníková.....	61
Obr. 81 – Příprava experimentu v laboratoři FAST .....	62
Obr. 82 – Průběh zatěžování při tahové zkoušce spoje CHS profilů s 15 mm čelní deskou .....	63
Obr. 83 – Průběh zatěžování při tahové zkoušce spoje L profilů s 15 mm čelní deskou .....	63
Obr. 84 – Průběh zatěžování při tahové zkoušce spoje CHS profilů s 10 mm čelní deskou .....	63
Obr. 85 – Průběh zatěžování při tahové zkoušce spoje L profilů s 10 mm čelní deskou .....	64

Obr. 86 – Silově-deformační křivka ze zkušebního lisu – Spoj CHS profilů s 15 mm čelní deskou .....	64
Obr. 87 – Spoj CHS profilů s 15 mm čelní deskou – porušení závitové tyče .....	65
Obr. 88 – Silově-deformační křivka ze zkušebního lisu – Spoj L profilů s 15 mm čelní deskou .....	65
Obr. 89 – Spoj L profilů s 15 mm čelní deskou po ukončení tahové zkoušky .....	65
Obr. 90 – Silově-deformační křivka ze zkušebního lisu – Spoj CHS profilů s 10 mm čelní deskou .....	66
Obr. 91 – Silově-deformační křivka ze zkušebního lisu – Spoj L profilů s 10 mm čelní deskou .....	66
Obr. 92 – Rozmístění tenzometrů na zkušebních vzorcích: a) styčnick CHS profilů; b) styčnick L profilů.....	67
Obr. 93 – Zadání pro výrobu materiálových vzorků z plechů čelních desek a L profilu .....	67
Obr. 94 – Materiálový vzorek po trhačí zkoušce ve zkušebním lisu .....	68
Obr. 95 – Silově-deformační křivky trhačích zkoušek vzorků plechu tloušťky 10 mm.....	69
Obr. 96 – Silově-deformační křivky trhačích zkoušek vzorků plechu tloušťky 15 mm.....	69
Obr. 97 – Silově-deformační křivky trhačích zkoušek vzorků profilu L 90x10 .....	69
Obr. 98 – Konečný prvek typu SOLID 186 [2] .....	70
Obr. 99 – a) Okrajové podmínky numerického modelu materiálového vzorku b) Detail reálného vzorku s patrnými zářezy od čelistí lisu .....	70
Obr. 100 – Výsledné pracovní diagramy jednotlivých materiálů – a) plech tloušťky 10 mm; b) plech tloušťky 15 mm; c) profil L 90x10 (stejný použit také pro profil TR 89x8) .....	71
Obr. 101 – Porovnání silově-deformačních křivek z trhačích zkoušek a z numerického modelu vzorků plechu tloušťky 10 mm .....	72
Obr. 102 – Porovnání silově-deformačních křivek z trhačích zkoušek a z numerického modelu vzorků plechu tloušťky 15 mm .....	72
Obr. 103 – Porovnání silově-deformačních křivek z trhačích zkoušek a z numerického modelu vzorků profilu L 90x10 .....	72
Obr. 104 – a) Výsledná deformace numerického modelu plechu tloušťky 10 mm b) reálný vzorek plechu tloušťky 10 mm po trhačí zkoušce .....	73
Obr. 105 – a) Výsledná deformace numerického modelu plechu tloušťky 15 mm b) reálný vzorek plechu tloušťky 15 mm po trhačí zkoušce .....	73
Obr. 106 – a) Výsledná deformace numerického modelu vzorku profilu L 90x10 b) reálný vzorek profilu L 90x10 po trhačí zkoušce .....	73

Obr. 107 – Numerický model styčnicku – a) Spoj CHS profilů; b) Spoj L-profilů.....	74
Obr. 108 – Kontaktní plochy (u modelu s CHS profily) – a) mezi povrchy čelních desek; b) mezi povrchy šroubů a vnitřní plochou děr v čelních deskách	74
Obr. 109 – Pracovní diagram materiálu šroubů (dle Swansona [37]).....	74
Obr. 110 – Parametry pro posouzení spoje CHS profilů .....	75
Obr. 111 – Porovnání silově-deformačních křivek dle experimentu a dle numerického modelu – Spoj CHS profilů s 15 mm čelní deskou (nedošlo k porušení spoje) .....	77
Obr. 112 – Porovnání silově-deformačních křivek dle experimentu a dle numerického modelu – Spoj L profilů s 15 mm čelní deskou.....	78
Obr. 113 – Porovnání silově-deformačních křivek dle experimentu a dle numerického modelu – Spoj CHS profilů s 10 mm čelní deskou ...	78
Obr. 114 – Porovnání silově-deformačních křivek dle experimentu a dle numerického modelu – Spoj L profilů s 10 mm čelní deskou .....	78
Obr. 115 – Porovnání deformace reálného styčnicku a numerického modelu – Spoj CHS profilů s 15 mm čelní deskou .....	79
Obr. 116 – Porovnání deformace reálného styčnicku a numerického modelu – Spoj L profilů s 15 mm čelní deskou.....	79
Obr. 117 – Porovnání deformace reálného styčnicku a numerického modelu – Spoj CHS profilů s 10 mm čelní deskou .....	79
Obr. 118 – Porovnání deformace reálného styčnicku a numerického modelu – Spoj L profilů s 10 mm čelní deskou.....	79
Obr. 119 – Porovnání průběhů von Misesova napětí za mezí kluzu čelní desky – Spoj CHS profilů s 15 mm čelní deskou: a) při zatížení silou 370 kN; b) při zatížení silou 475 kN .....	80
Obr. 120 – Porovnání rozvoje ekvivalentního plastického přetvoření – Spoj CHS profilů s 15 mm čelní deskou: a) při zatížení silou 370 kN; b) při zatížení silou 475 kN .....	80
Obr. 121 – Porovnání průběhů von Misesova napětí za mezí kluzu čelní desky – Spoj L profilů s 15 mm čelní deskou: a) při zatížení silou 280 kN; b) při zatížení silou 335 kN .....	81
Obr. 122 – Porovnání rozvoje ekvivalentního plastického přetvoření – Spoj L profilů s 15 mm čelní deskou: a) při zatížení silou 280 kN; b) při zatížení silou 335 kN .....	81
Obr. 123 – Porovnání průběhů von Misesova napětí za mezí kluzu čelní desky – Spoj CHS profilů s 10 mm čelní deskou: a) při zatížení silou 168 kN; b) při zatížení silou 320 kN .....	82

Obr. 124 – Porovnání rozvoje ekvivalentního plastického přetvoření – Spoj CHS profilů s 10 mm čelní deskou: a) při zatížení silou 168 kN; b) při zatížení silou 320 kN .....	82
Obr. 125 – Porovnání průběhů von Misesova napětí za mezí kluzu čelní desky – Spoj L profilů s 10 mm čelní deskou: a) při zatížení silou 180 kN; b) při zatížení silou 285 kN .....	83
Obr. 126 – Porovnání rozvoje ekvivalentního plastického přetvoření – Spoj L profilů s 10 mm čelní deskou: a) při zatížení silou 180 kN; b) při zatížení silou 285 kN .....	83
Obr. 127 – Rozmístění a označení tenzometrů: a) Spoj CHS profilů; b) Spoj L profilů .....	84
Obr. 128 – Porovnání průběhů napětí $\sigma_y$ v závislosti na velikosti osově síly u spoje CHS profilů (oblast tenzometru T5, resp. T7 – dle Obr. 127) .....	84
Obr. 129 – Porovnání průběhů napětí $\sigma_x$ v závislosti na velikosti osově síly u spoje CHS profilů (oblast tenzometru T3, resp. T6 – dle Obr. 127) .....	85
Obr. 130 – Porovnání průběhů napětí $\sigma_x$ v závislosti na velikosti osově síly u spoje L profilů (oblast tenzometru T1, resp. T3 – dle Obr. 127) .....	85

## **SEZNAM TABULEK**

Tabulka 1 – Parametry řešených styčníků .....	21
Tabulka 2 – Vstupní hodnoty pro výpočet únosností jednotlivých X styčníků pro $t_{0,A} = 7,1$ mm .....	38
Tabulka 3 – Výsledné únosnosti a účinnosti diagonál v jednotlivých styčnících pro $t_{0,A} = 7,1$ mm .....	38
Tabulka 4 – Vstupní hodnoty pro výpočet únosností jednotlivých X styčníků pro $t_{0,B} = 8,0$ mm .....	38
Tabulka 5 – Výsledné únosnosti a účinnosti diagonál v jednotlivých styčnících pro $t_{0,B} = 8,0$ mm .....	39
Tabulka 6 – Hodnoty příčných deformací průřezu pásu (viz Obr. 55) .....	42
Tabulka 7 – Naměřené imperfekce v [mm] vzhledem k rovině přímého pravítka - kruhové desky .....	62
Tabulka 8 – Naměřené imperfekce v [mm] vzhledem k rovině přímého pravítka - obdélníkové desky .....	62
Tabulka 9 – Naměřené rozměry vzorků profilu L 90x10 (v [mm]) .....	67
Tabulka 10 – Naměřené rozměry vzorků plechu tloušťky 10 mm (v [mm]) .....	68
Tabulka 11 – Naměřené rozměry vzorků plechu tloušťky 15 mm (v [mm]) .....	68

## POUŽITÉ ZNAČENÍ

$\Sigma B$	celková síla ve šroubech	[kN]
$\Sigma B_{t,Rd}$	celková únosnost šroubů v tahu	[kN]
$A_i$	průřezová plocha prutu	[m <sup>2</sup> ]
$A_s$	plocha jádra šroubu	[m <sup>2</sup> ]
$A_v$	smyková plocha	[m <sup>2</sup> ]
$B_0$	celkové předpětí ve šroubech	[kN]
$B_u$	únosnost všech šroubů v tahu	[kN]
$d_i, b_i, h_i$	průměr/šířka/výška průřezu prutu	[mm]
$E$	Youngův modul pružnosti	[GPa]
$E_2$	modul zpevnění	[GPa]
$F$	tahová síla působící na T profil	[kN]
$f_{ub}$	mez pevnosti šroubu	[MPa]
$f_{y,i}$	mez kluzu materiálu příslušného prvku	[MPa]
$g$	mezera mezi mezipásovými pruty styčnicku	[mm]
$k_2$	součinitel geometrie spoje (viz kapitola 3.2.1)	[-]
$L_{eff}$	efektivní šířka čelní desky T profilu	[mm]
$M_p$	plastický moment (plastický kloub v oblasti taženého pásu)	[kNm]
$m_p$	plastický moment na jednotku délky	[kNm/m]
$M_p'$	plastický moment způsobující plastický kloub v linii šroubů	[kNm]
$n$	vzdálenost páčící síly od osy šroubu	[mm]
$n_b$	počet šroubů	[-]
$N_i, V_i, M_i$	normálová/posouvající síla, ohybový moment	[kN], [kNm]
$Q$	páčící síla mezi přírubami	[kN]
$T$	vnější tahová síla	[kN]
$t_i$	tloušťka prvku	[mm]
$\beta$	poměr mezi průměrem diagonály a pásu ( $d_i/d_0$ )	[-]
$\gamma$	poměr průměru pásu k dvojnásobku jeho tloušťky ( $d_0/2t_0$ )	[-]
$\mu$	parametr udávající sklon křivky (Obr. 76), která vyjadřuje vztah mezi silami $B$ a $T$	[-]
$\nu$	Poissonův součinitel	[-]
$\theta_i$	úhel mezi diagonálou a pásem nosníku	[°]
CBFEM	Component Based Finite Element Model	
CIDECT	Comité International pour le Développement et l'Étude de la Construction Tubulaire	
CHS	kruhové duté profily	
MKP	metoda konečných prvků	
MPC	Multi-Point Constraints	
RHS	obdélníkové duté profily	

# 1 ÚVOD DO ŘEŠENÉ PROBLEMATIKY

## 1.1 *Obecný úvod*

V dnešní době se pro různé typy staveb, především pro výstavbu halových objektů a pro překlenutí velkých rozponů, často navrhují ocelové příhradové vazníky, či příhradové rámové konstrukce z dutých průřezů nebo z kombinace dutých a otevřených průřezů, viz např. [43] (Obr. 1). Použití takových konstrukcí má mnoho výhod. K hlavním výhodám příhradových konstrukcí patří příznivé statické působení (dvojose symetrický průřez – u dutých profilů, zkrácení vzpěrných délek, dosažení dostatečné tuhosti a požadované únosnosti při zachování subtilnosti konstrukce) a mimo jiné také jejich estetický vzhled.

Problematické však u ocelových příhradových konstrukcí může být řešení styčníků. Návrhové postupy, které udává Eurokód [11], jsou totiž komplikované, obtížně kontrolovatelné, ale především mají pouze omezené použití. Norma udává řadu geometrických podmínek, omezení materiálových charakteristik a uvažuje pouze určité typy styčníků s danými způsoby zatížení.



a)



b)



c)

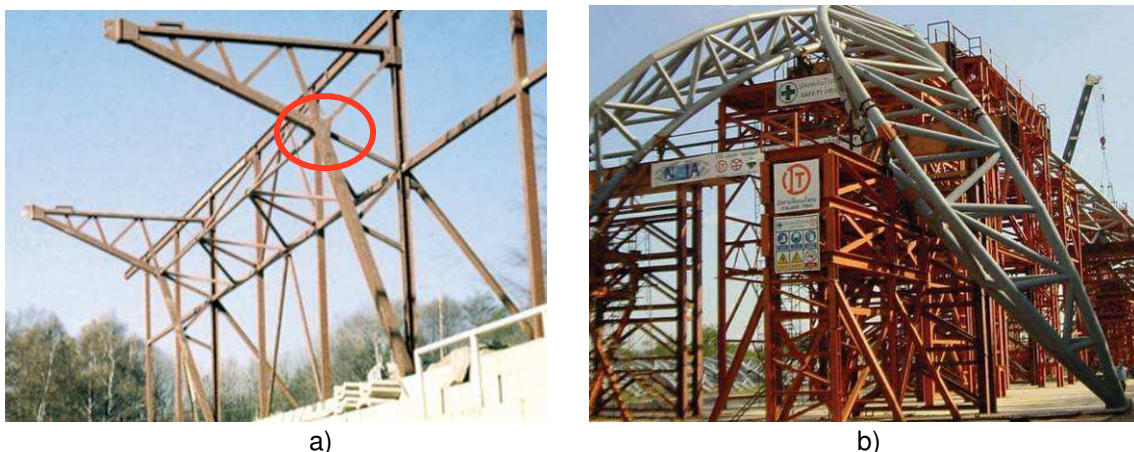
Obr. 1 – Příklady využití ocelových příhradových konstrukcí v praxi

a) ocelová konstrukce zastřešení stadionu SK Slavia Praha (převzato z [52]);

b) detail lávky ve Svatavě (převzato z [53]); c) propojovací lávka (převzato z [54])

Vzhledem k tomu, že se ve stavební praxi často vyskytují právě styčníky, které jsou mimo tyto normové limity (Obr. 2), objevuje se stále častěji potřeba ověřit chování styčníků, které nevyhovují omezením daných Eurokódem a nelze je tedy přesně posuzovat na základě normových vztahů pro výpočet únosnosti styčníků.





Obr. 2 – Ukázky styčníků, které nejsou popsány v normě.  
a) převzato z [30]; b) The Survanabhumhi Airport, Bangkok (převzato z [55])

U velkorozponových konstrukcí se navíc objevuje problém týkající se propojení jednotlivých konstrukčních dílců. K tomu se často využívá montážních šroubovaných spojů s čelní deskou (Obr. 3). Moderní postupy řešení šroubovaných styčníků využívají často metodu komponent (např.[32], [38], [41]). Takovéto spoje, v případě, že jsou namáhány tahem, je třeba posuzovat také s uvážením případného vlivu páčení. Postupy dle současné normy [11] jsou však popsány pouze pro některé typy spojů čelní deskou a u spojů některých typů průřezů nejsou popsány vůbec.



Obr. 3 – Příklad šroubovaných styčníků (Office Building in the Technological Park of Álava, Miñano-Mayor (ESPAÑA) – převzato z [56])

Problematika posuzování svařovaných styčníků ocelových konstrukcí, stejně jako posuzování náhradního T profilu v tahu a zkoumání vlivu páčení u styčníků různých typů průřezů je i dnes aktuální a zabývají se jimi mnohá světová i domácí pracoviště, např.[6], [16], [26], [45], [46], [49]. Na některých pracovištích pak byly, případně i v dnešní době stále jsou prováděny také laboratorní zkoušky různých typů svařovaných i šroubovaných styčníků [1], [15], [17], [23], [31], [34], [36].

## **1.2 Cíle disertační práce**

Disertační práce je zaměřena na problematiku posuzování styčníků ocelových příhradových konstrukcí. Shrnuje současné návrhové postupy, které jsou obsaženy v platných normách, ale také ty, které zatím do norem implementovány nebyly.

Ze všech typů ocelových styčníků byly vybrány dva okruhy problémů. První část disertační práce se zabývá posuzováním svařovaných styčníků dutých průřezů a druhá část disertační práce je věnována šroubovaným styčníkům s čelní deskou.

Hlavní náplní disertační práce je numerické modelování řešených styčníků se zaměřením na možnosti využití numerických modelů pro posouzení těchto spojů. Výsledky numerických modelů jsou proto porovnávány s dostupnými analytickými metodami a současně platnými návrhovými postupy. Numerické modely šroubovaných styčníků s čelními deskami jsou navíc verifikovány na základě provedených laboratorních zkoušek.

Hlavní cíle disertační práce jsou:

- shrnutí současných metod a dalších možností posuzování styčníků ocelových příhradových konstrukcí,
- návrh možných úprav platných vztahů pro stanovení únosností styčníků,
- verifikace méně známých návrhových metod a
- doporučení pro tvorbu a vyhodnocování numerických modelů ocelových styčníků.

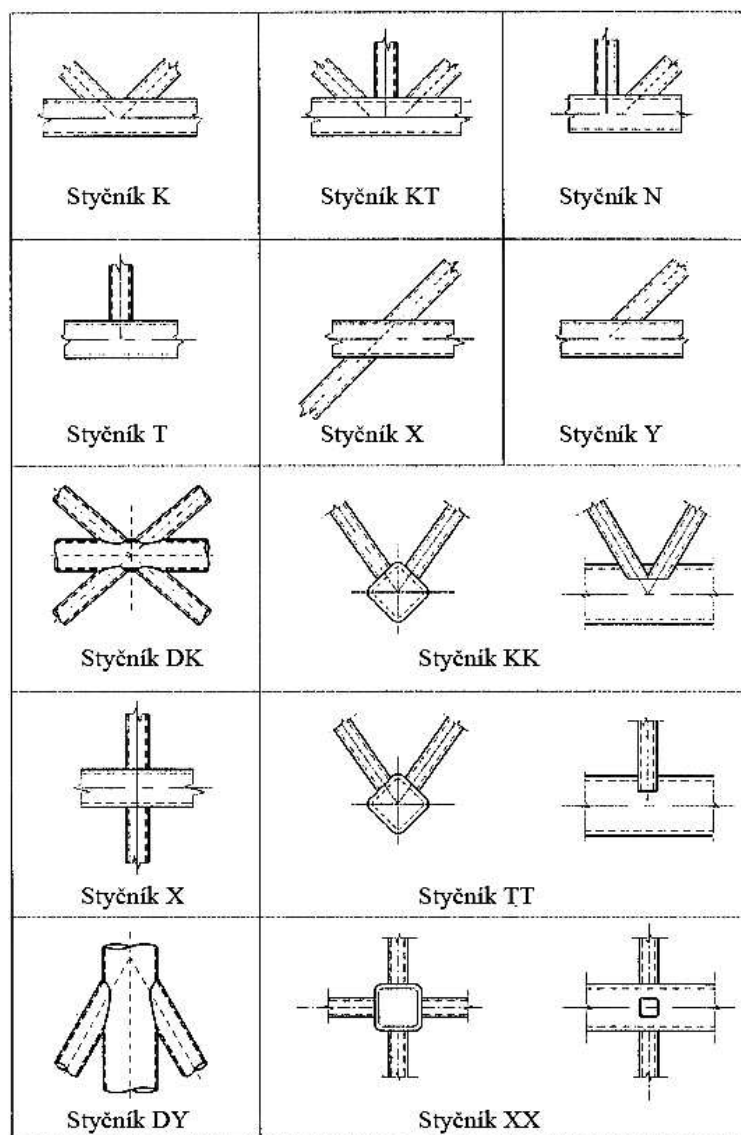
## **2 SVAŘOVANÉ STYČNÍKY DUTÝCH PRŮŘEZŮ**

### ***2.1 Princip posuzování svařovaných ocelových styčníků dle ČSN EN 1993***

V dnešní době je hlavním nástrojem projektantů pro navrhování a posuzování ocelových styčníků dutých průřezů Eurokód 3 a jeho část 1-8. Tato norma [11] však udává mnohá omezení.

Pravidla a omezení využití normových vztahů pro výpočet únosnosti rovinných a prostorových styčníků příhradových ocelových konstrukcí jsou následující:


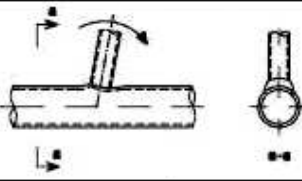
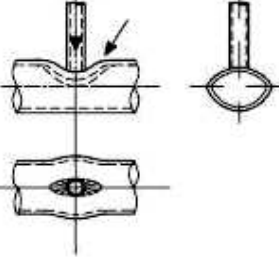
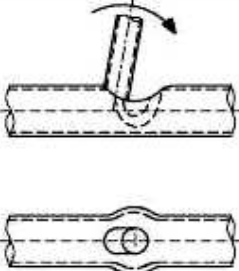

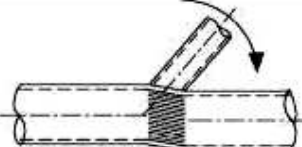
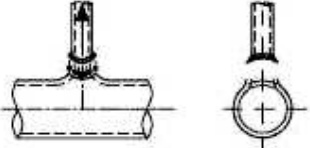
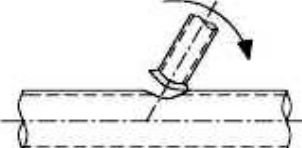
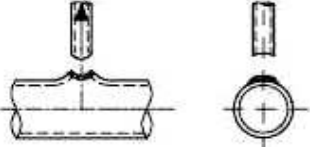
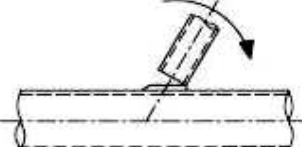
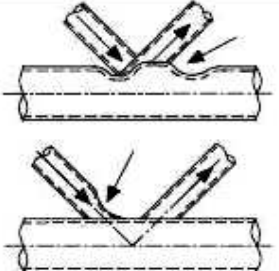
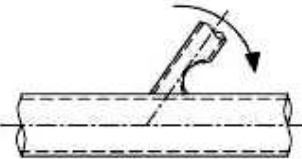
- jmenovitá mez kluzu materiálu nemá překročit  $460 \text{ N/mm}^2$ ,
- jmenovitá tloušťka stěny nemá mít menší než 2,5 mm a větší než 25 mm,
- průřezy tlačných částí prutů mají být třídy 1 nebo 2,
- úhly mezi pásy a mezipásovými pruty a mezi sousedními mezipásovými pruty mají být větší než  $30^\circ$ ,
- u styčníků s mezerou má být mezera mezi mezipásovými pruty větší než  $(t_1 + t_2)$ ,
- u styčníků s překrytím má být překrytí nejméně 25% a to tak, aby užší prut překrýval širší, prut s menší tloušťkou stěny či s menší hodnotou meze kluzu překrýval prut s většími hodnotami těchto veličin,
- typy styčníků řešené v této normě jsou na Obr. 4
- další geometrické podmínky (pro jednotlivé typy styčníků)



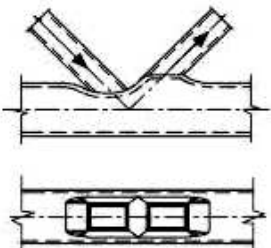
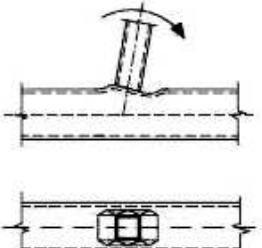
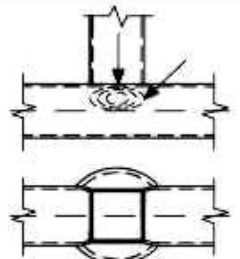
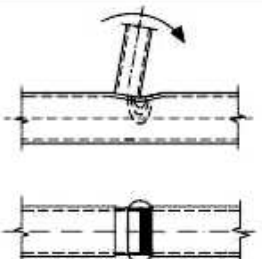
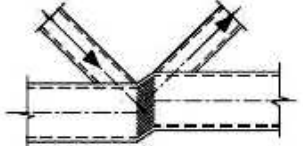
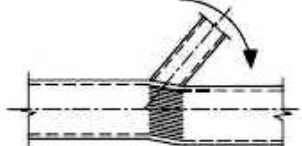

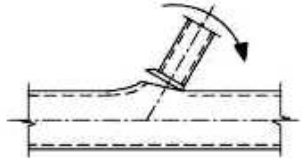
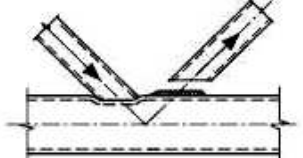
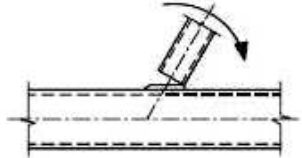
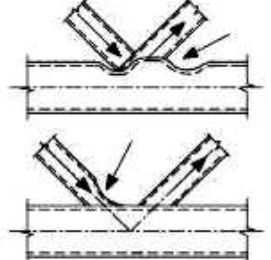
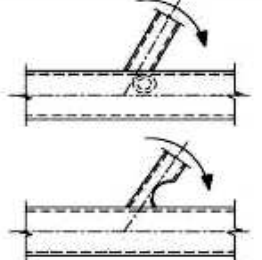
Obr. 4 – Typy styčnicků, které jsou řešeny v normě ČSN EN 1993-1-8 (převzato z [11])

Pro určení návrhové únosnosti styčnicků dutých průřezů se mají uvažovat následující typy porušení (Obr. 5 až Obr. 7):

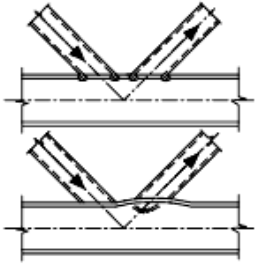
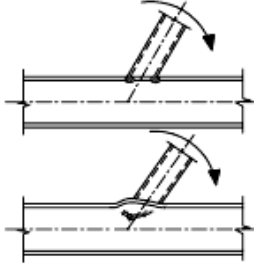
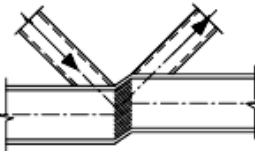
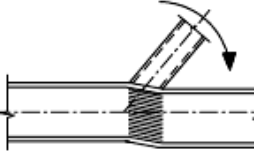
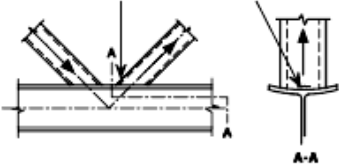
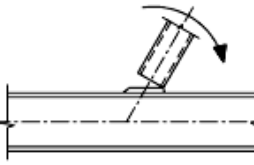
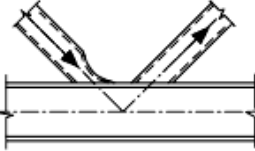

- Porušení povrchu pásu (plastické porušení povrchu pásu) nebo plastifikace pásu (plastické porušení průřezu pásu);
- Porušení boční stěny pásu (nebo porušení stojiny pásu) zplastizováním, podrcením nebo ztrátou stability tvaru (borcením nebo vybočením boční stěny nebo stojiny pásu) pod tlakem mezipásovým prutem;
- Porušení pásu smykem;
- Prolomení smykem stěny dutého průřezu pásu (iniciace trhliny vedoucí k odtržení mezipásového prutu od dutého průřezu);
- Porušení mezipásového prutu s redukovanou účinnou šířkou (trhliny ve svarech nebo mezipásových prutech);
- Porušení místním vybočením mezipásového prutu nebo dutého průřezu pásu ve styčnicku

Způsob	Osově zatížení	Ohybový moment
a		
b		
c		
d		
e		
f		

Obr. 5 – Způsoby porušení styčnicků z kruhových dutých profilů (převzato z [11])

Způsob	Osově zatížení	Ohybový moment
a		
b		
c		
d		
e		
f		

Obr. 6 – Způsoby porušení styčnicků z obdélníkových dutých profilů (převzato z [11])

Způsob	Osově zatížení	Ohybový moment
a	—	—
b		
c		
d	—	—
e		
f		

Obr. 7 – Způsoby porušení styčnicků mezipásových prutů z dutých profilů a pásů z otevřených průřezů (převzato z [11])

## 2.2 Analytické modely pro výpočet únosnosti svařovaných styčnicků uzavřených průřezů ([12],[43])

Konstrukce z uzavřených průřezů zatížené převážně statickým zatížením mají být navrženy tak, aby měly dostatečnou deformační kapacitu, to znamená, aby se rozhodující prvky a styčníky mohly plasticky deformovat. Za těchto podmínek je možno při návrhu zanedbat podružné excentricity a tuhost styčnicků. Pokud tyto podmínky nejsou splněny, například v případě tenkostěnných průřezů, které nemají potřebnou deformační kapacitu v důsledku lokálního boulení, je třeba provést globální analýzu s uvažováním těchto vlivů.

Únosnosti styčnicků jsou vyjádřeny jako maximální osová nebo momentová únosnost připojených diagonál, přičemž návrhová únosnost styčnicku je pak nejmenší ze všech hodnot osových únosností pro jednotlivé typy porušení ([11]).

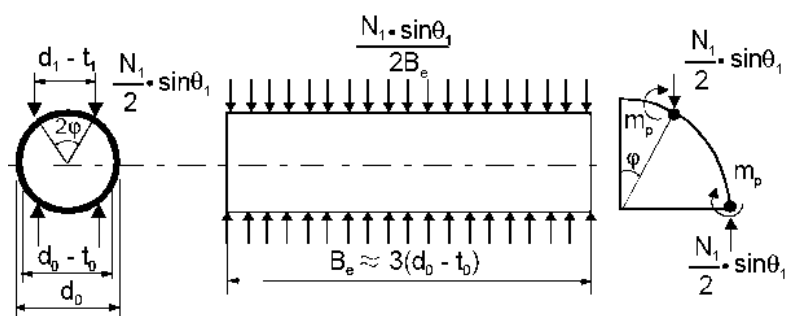
### 2.2.1 Styčníky kruhových dutých profilů

U trubek se rozlišuje porušení

- plastizováním stěny pásu,
- prolomením smykem,
- pásu ve smyku.

#### Porušení plastizováním stěny pásu

Styčník je modelován trubkou o efektivní délce  $B_e$ , která má stejné rozměry a mechanické vlastnosti jako pás nosníku (Obr. 8).



Obr. 8 – Model pro plastizování pásu nosníku z kruhových trubek - styčník typu X (převzato z [43])

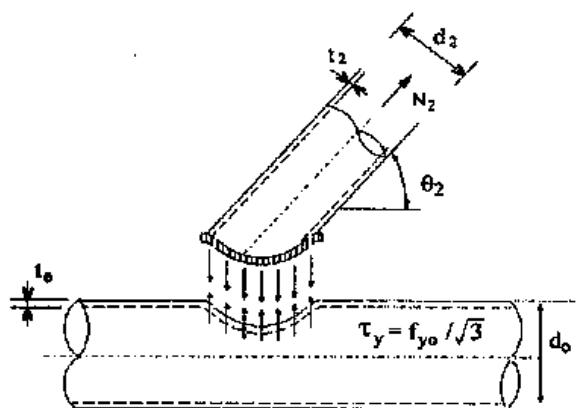
Za předpokladu, že smyková a osová síla v pásu jsou zanedbány, se odvodí únosnost styčníku s pásem o efektivní délce  $B_e$ , která byla určena experimentálně. Síla v diagonále odpovídající plastizování pásu je rovna:

$$N_{1y} = \frac{C_0}{1 - C_1 \cdot \beta} \cdot f_{y0} \cdot \frac{t_0^2}{\sin \theta_1} \quad (1)$$

kde  $C_0$ ,  $C_1$  jsou konstanty,  $\theta_1$  je úhel mezi diagonálou a pásem nosníku a  $\beta = d_1/d_0$  je vzájemný poměr mezi průměrem diagonály a pásem.

Tento model dává dobré výsledky pro styčníky typu T, Y a X (Obr. 4). Pro složitější styčníky (styčníky typu K a N) se zavádějí další parametry, například mezera mezi diagonálami a působící osově síly.



Porušení prolomení smykem

Obr. 9 – Model pro prolomení smykem (převzato z [12])

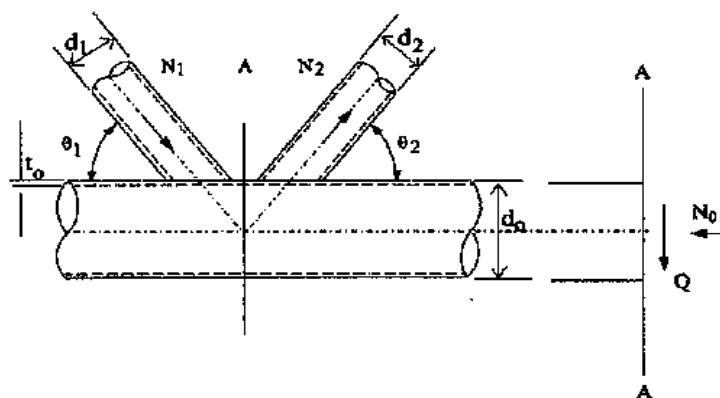
Obr. 9 ukazuje způsob porušení pro styčník typu Y zatížený tahovou silou v diagonále. Maximální síla v diagonále se určí z následujícího vzorce:

$$N_2 = \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} \cdot \pi \cdot d_2 \cdot t_0 \cdot \frac{1 + \theta_2}{2 \cdot \sin^2 \theta_2} \quad (2)$$

Výraz platí jen pro malé hodnoty součinitele  $\beta$  představujícího vzájemný poměr mezi průměrem diagonály a pásu  $\beta = d_2/d_0$ . Pro součinitel  $\beta$  blíží se k 1 (když má pás a diagonála podobný průměr) se zatížení z diagonály do pásu nepřenáší smykem a uvedený vzorec neplatí. Od tohoto způsobu porušení jsou odvozeny některé konstrukční zásady pro styčníky.

Porušení pásu smykem

Porušení pásu smykem může nastat u styčnicků typu K a N s mezerou mezi diagonálami (Obr. 10). Ke kolapsu pásu dojde v mezeře kombinovaným namáháním smykem, od sil v diagonálách, a ohybem.



Obr. 10 – Model pro porušení pásu nosníku z kruhových trubek smykem – K styčník (převzato z [12])

Pro pás kompaktního průřezu lze plastickou návrhovou únosnost odvodit ze vztahů:

$$N_i \cdot \sin \theta_i \leq 2 \cdot \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} \cdot (d_0 - t_0) \cdot t_0 \quad (3)$$

$$N_{0,gap} \leq \pi \cdot (d_0 - t_0) \cdot t_0 \cdot f_{y0} \quad (4)$$

$$M_{0,gap} \leq (d_0 - t_0)^2 \cdot t_0 \cdot f_{y0} \quad (5)$$

Ohybový moment lze zanedbat a vzít v úvahu pouze interakci osové a posouvající síly pásu:

$$\left( \frac{N_{0,gap}}{\pi \cdot (d_0 - t_0) \cdot t_0 \cdot f_{y0}} \right)^2 + \left( \frac{N_i \cdot \sin \theta_i}{\frac{2 \cdot f_{y0}}{\sqrt{3}} \cdot (d_0 - t_0) \cdot t_0} \right)^2 \leq 1,0 \quad (6)$$

Únosnost se zvyšuje, pokud je mezera ve styčnicku malá a pás je přivařením diagonál vyztužen.

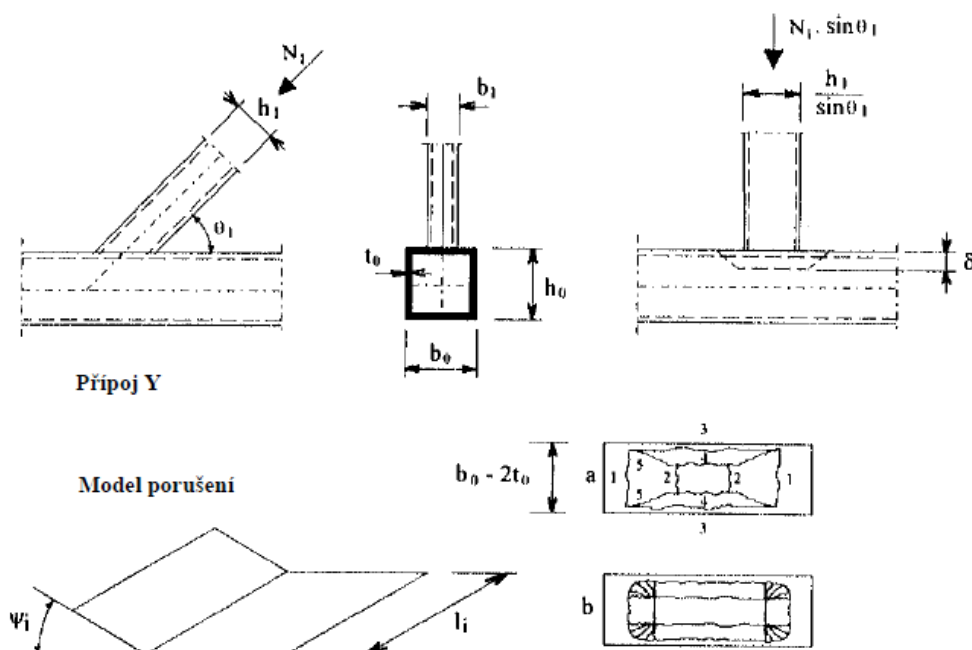
## 2.2.2 Styčníky čtvercových a obdélníkových průřezů

Pro popis chování styčníků a pro studium vlivu jednotlivých parametrů se používá analytických modelů ověřených experimenty. Zjednodušené modely odpovídající jednotlivým způsobům porušení zahrnují pro stanovení únosnosti hlavní parametry styčnicku.

### Liniové plastické klouby

Výpočet porušení plastickými liniovými klouby (Obr. 11) vychází z principu virtuálních prací. Práce vykonaná silou v diagonále  $N_1$  na dráze  $\delta$  se rovná práci spotřebované deformací v plastických kloubech (o délce  $l_i$  a úhlu pootočení  $\psi_i$ ). Maximální síla v diagonále odkloněné od pásu o úhel  $\theta_i$  je:

$$N_1 = \frac{f_{y0} \cdot t_0}{1 - \beta} \cdot \left( \frac{2 \cdot h_1}{b_0 \cdot \sin \theta_1} + 4 \cdot \sqrt{1 - \beta} \right) \cdot \frac{1}{\sin \theta_1} \quad (7)$$

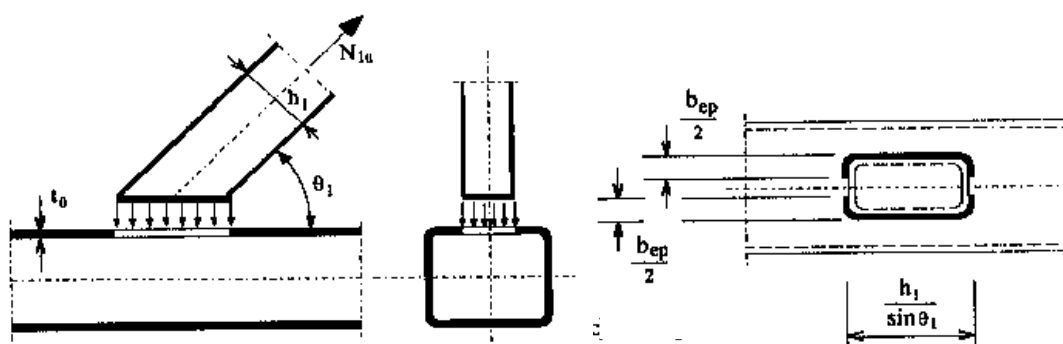


Obr. 11 – Liniové plastické klouby, model pro styčníky typu T, Y a X  
– porušení pásového prutu (převzato z [43])

### Porušení prolomením smykem

Příklad prolomení smykem pro styčník typu Y s taženou diagonálou je na Obr. 12. Návrhová únosnost styčníku typu T, Y a X se spočte ze vzorce:

$$N_1 = \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} \cdot t_0 \cdot \left( \frac{2 \cdot h_1}{\sin \theta_1} + 2 \cdot b_{ep} \right) \cdot \frac{1}{\sin \theta_1} \quad (8)$$



Obr. 12 – Model prolomení smykem pro styčníky typu T, Y a X (převzato z [12])

### Porušení vlivem koncentrace napětí ve svarech

Únosnost styčníku může být omezena vznikem trhlin ve svarech nebo v připojené diagonále od nerovnoměrného rozdělení napětí na konci diagonály. Při výpočtu únosnosti se nerovnoměrné rozdělení napětí nahrazuje efektivní šířkou diagonály. Únosnost styčníku typu T, Y a X se určí jako:

$$N_1 = f_{y1} \cdot t_1 \cdot (2 \cdot h_1 - 4 \cdot t_1 + 2 \cdot b_{eff}) \quad (9)$$

### Porušení pásu ve smyku

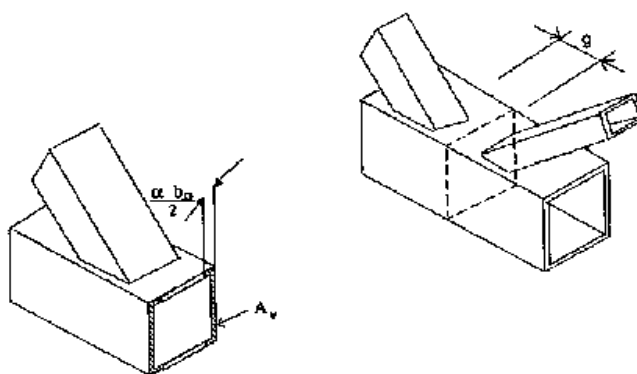
Smyková únosnost pásu se určí pro plastické rozdělení napětí na smykové ploše (Obr. 13):

$$V_{pl} = \frac{A_v \cdot f_{y0}}{\sqrt{3}} \quad (10)$$

kde smyková plocha pásu je  $A_v = (2 \cdot h_0 + \alpha \cdot b_0) \cdot t_0$  a  $\alpha$  je funkcí poměru  $g/t_0$ . Zbývající část průřezu se podílí na přenosu osově síly. S použitím von Mises podmínky plasticity se získá interakční vztah:

$$N_{0,gap,Ed} \leq (A_0 - A_v) \cdot f_{y0} + A_v \cdot f_{y0} \cdot \sqrt{1 + \left( \frac{V_{Ed}}{V_{pl,Rd}} \right)^2} \quad (11)$$

kde  $V_{Ed}$  je působící smyková síla a  $V_{pl,Rd}$  je plastická únosnost průřezu ve smyku určená podle vztahu (10), redukována součinitelem spolehlivosti materiálu.

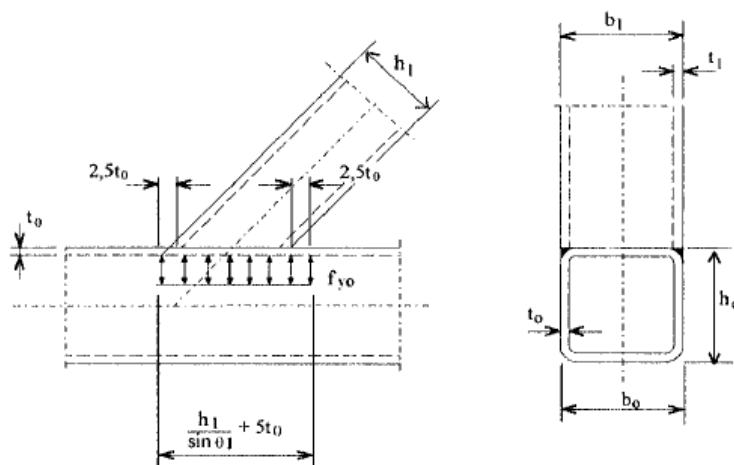


Obr. 13 – Smyková únosnost pásu ve styčnicku typu K a N s mezerou (převzato z [43])

### Porušení lokálním boulením bočních stěn pásu

Styčníky typu T, Y a X s hodnotou součinitele  $\beta$  blízkou 1 se mohou porušit zplastizováním nebo místním boulením bočních stěn pásu. Pro styčníky průřezů stejné šířky lze podle modelu na Obr. 14 stanovit únosnost jako:

$$N_1 = 2 \cdot f_{y0} \cdot t_0 \cdot \left( \frac{h_1}{\sin \theta_1} + 5 \cdot t_0 \right) \cdot \frac{1}{\sin \theta_1} \quad (12)$$



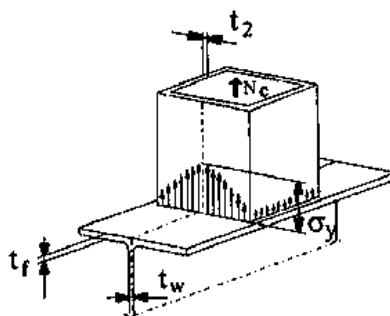
Obr. 14 – Model únosnosti pro lokální boulení bočních stěn pásu (převzato z [12])

### 2.2.3 Přípoje uzavřených průřezů k otevřeným

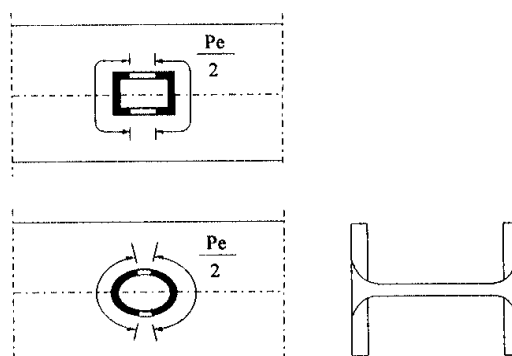
Pro odvození vztahů pro návrhovou únosnost kombinovaných styčníků byly použity zjednodušené modely ověřené experimenty.

#### Porušení koncentrací napětí ve svarech

Osová síla přenášená z diagonály uzavřeného průřezu přivařené k pásu z I nebo H průřezu vyvoluje nerovnoměrné rozdělení normálového napětí na konci diagonály. To je způsobeno rozdílnou tuhostí pásnice u stěny a na okrajích I průřezu (Obr. 15). To může vést k porušení styčnicku ve svaru nebo v připojené diagonále nad stěnou pásového prutu. Ve výpočtu únosnosti styčnicku se tento jev zohledňuje efektivní šířkou diagonály. Tato efektivní šířka vymezuje oblasti na obvodu připojené diagonály, na kterých se počítá s rovnoměrně rozloženým normálovým napětím (Obr. 16).



Obr. 15 – Rozdělení normálového napětí na konci diagonály z uzavřeného čtvercového průřezu (převzato z [12])



Obr. 16 – Efektivní šířka na obvodu připojené diagonály (převzato z [12])

Výpočtová únosnost styčnicku typu T, Y, X, K a N s mezerou se určí z následujícího vzorce:

$$N_{i,Rd} = 2 \cdot f_{yi} \cdot t_i \cdot b_{eff} \quad (13)$$

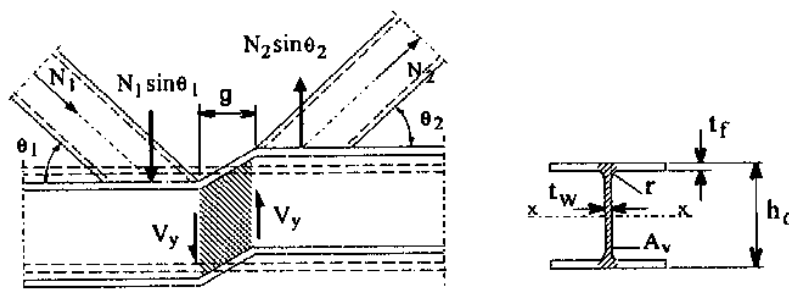
kde  $b_{eff}$  je polovina efektivní šířky na obvodu uzavřeného průřezu. Efektivní šířka  $b_{eff}$  se stanoví podle vztahu:

$$b_{eff} = t_w + 2 \cdot r + 7 \cdot \frac{f_{y0}}{f_{yi}} \cdot t_f \quad (14)$$

### Porušení pásu ve smyku

Nebezpečí porušení pásu ve smyku se posuzuje u styčnicků typu K a N s mezerou (Obr. 17). Smykovou únosnost pásu lze určit podle následujícího vzorce (viz vzorec (10)), kde  $A_v$  je jeho smyková plocha:

$$V_{pl} = \frac{A_v \cdot f_{y0}}{\sqrt{3}}$$

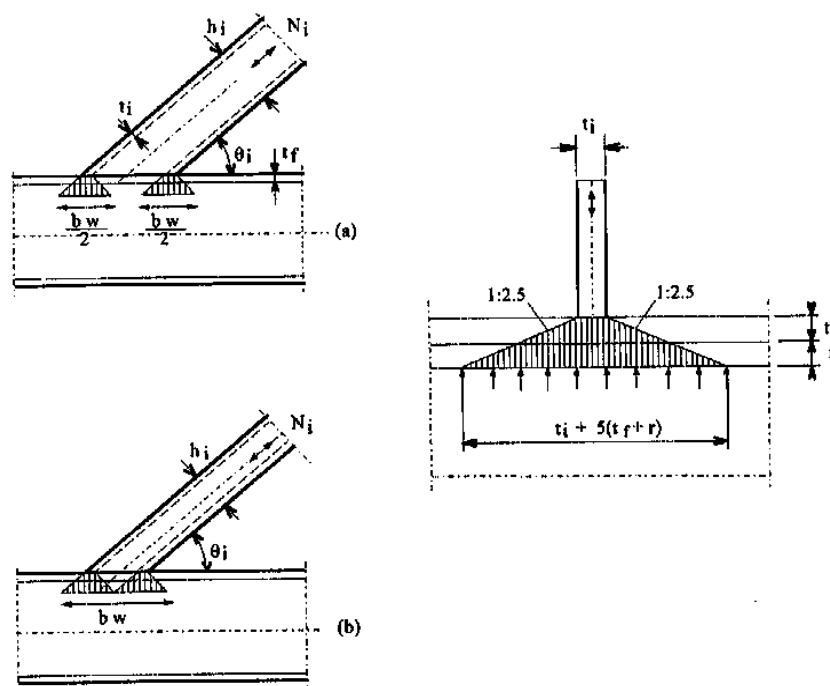


Obr. 17 – Porušení pásu ve smyku – styčník typu K s mezerou (převzato z [12])

### Porušení místním zplastizováním stěny pásu

Posudek zplastizování stěny pásu od místního namáhání tahem nebo tlakem (Obr. 18) je shodný s posudkem tlačené stěny sloupu v přípoji nosníku ke sloupu z I nebo H průřezů. Únosnost diagonály je dána vztahem:

$$N_{i,Rd} = \frac{f_{y0} \cdot t_w \cdot b_w}{\sin \theta_i} \quad (15)$$



Obr. 18 – Místní plastické porušení stěny pásu (převzato z [12])

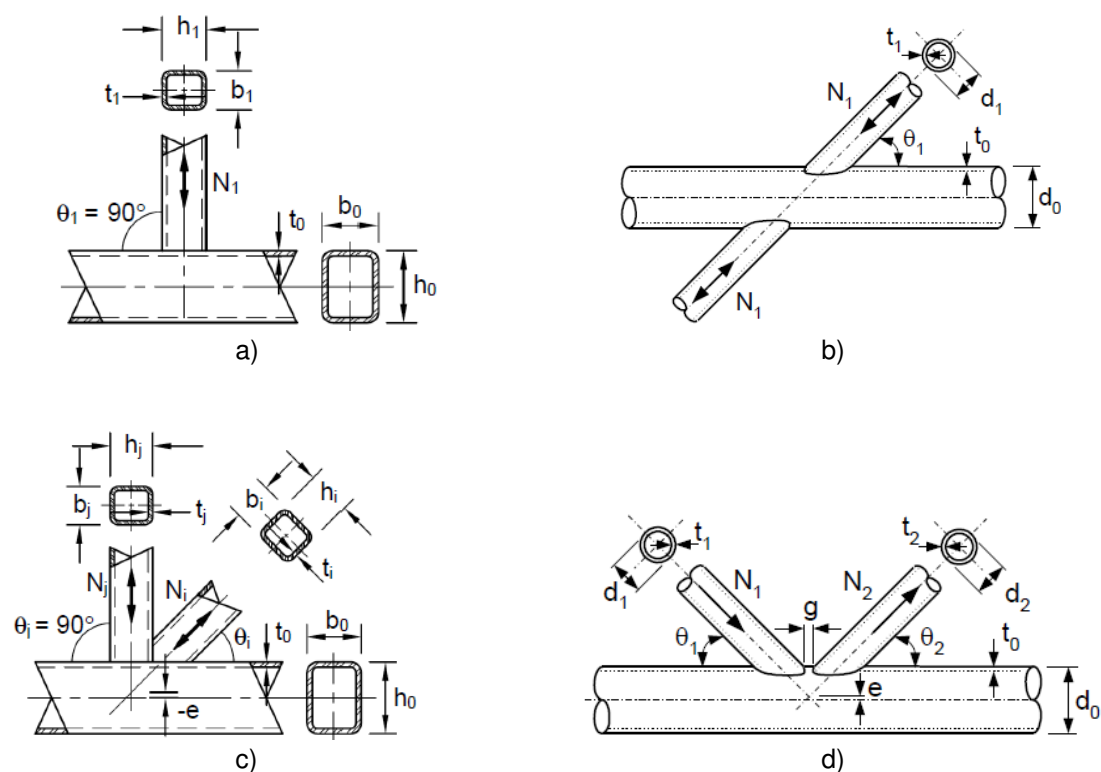
## 2.3 Svařované ocelové styčníky dutých průřezů dle CIDECT

Mezinárodní organizace CIDECT (*Comité International pour le Développement et l'Étude de la Construction Tubulaire*) se zabývá výzkumem a studii v oblasti navrhování, posuzování a využití ocelových dutých průřezů ve stavebnictví i strojírenství.

Mezi publikacemi, které tato organizace vydala (např. [33], [43], [44]), je také sada s označením „Design Guide“ 1 – 9 pro výstavbu trubkových konstrukcí. Vzhledem k pokračujícímu vývoji v oblasti navrhování ocelových konstrukcí jsou tyto publikace postupně aktualizovány a doplňovány o nové přístupy a postupy, které ještě nebyly zavedeny do mezinárodních norem pro ocelové konstrukce. Významnou změnou v přístupu k posuzování ocelových svařovaných styčnicků dutých průřezů je především odlišný způsob klasifikace těchto styčnicků.

### 2.3.1 Klasifikace svařovaných styčnicků CHS a RHS profilů

Dle publikací „Design guide 1 for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading“ [44], resp. „Design guide 3 for rectangular hollow section (RHS) joints under predominantly static loading“ [33] lze styčníky příhradových konstrukcí dutých průřezů klasifikovat jako typy T (zahrnuje typ Y), X, nebo K (zahrnuje typ N), a to na základě přenosu sil ve styčnicku, ne na základě jeho geometrie. Základní uspořádání těchto typů styčnicků ukazuje Obr. 19.



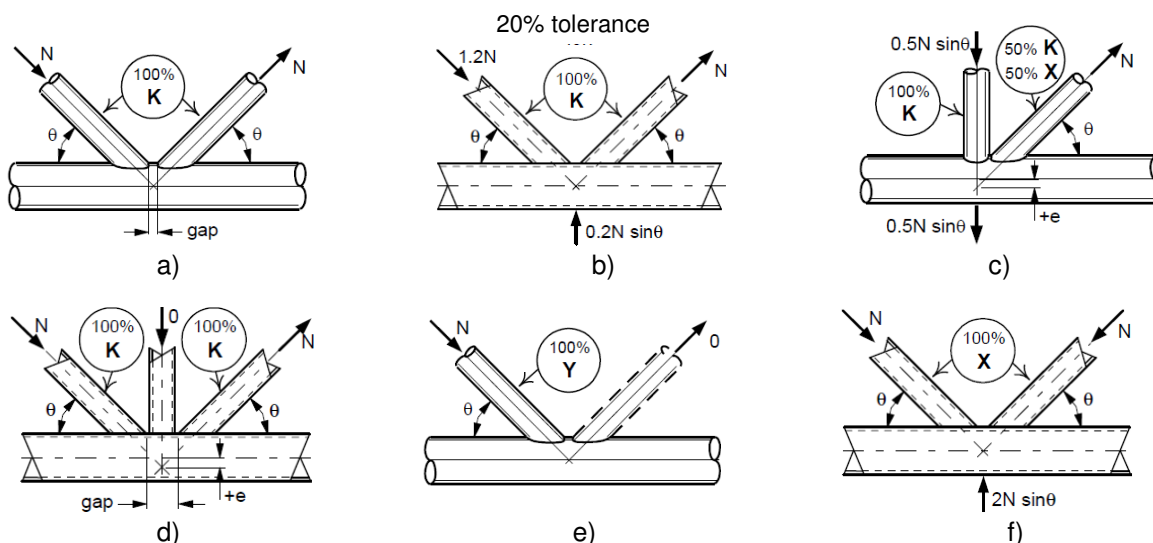
Obr. 19 – Základní uspořádání styčníků dutých průřezů (převzato z [44])  
 a) T styčník; b) X styčník; c) N styčník s překrytím; d) K styčník s mezerou

Definice jednotlivých typů styčníků:

- Jestliže je kolmá složka síly v mezipásovém prutu vyrovnávána smykem a ohybem v pásovém prutu, lze spoj klasifikovat jako T styčník (jestliže je diagonála kolmá k pásu), resp. Y styčník (v ostatních případech).
- Jestliže je kolmá složka síly v mezipásovém prutu převážně vyrovnávána (v rozmezí 20%) kolmou složkou síly jiného mezipásového prutu (či prutů) na stejné straně styčnicku, lze jej klasifikovat jako K styčník. Mezera je uvažována mezi hlavními mezipásovými pruty, jejichž zatížení se vyrovnává. N styčník lze považovat za zvláštní typ k styčnicku.
- Jestliže je kolmá složka síly přenášena přes pásový prut a je vyrovnávána mezipásovým prutem (či pruty) na opačné straně, lze spoj klasifikovat jako X styčník.
- Jestliže jsou mezipásové pruty styčnicku ve více než jedné rovině, jedná se o prostorový styčník.



Příklady klasifikace styčníků dutých průřezů podle přenosu sil ve styčnicích jsou na Obr. 20.



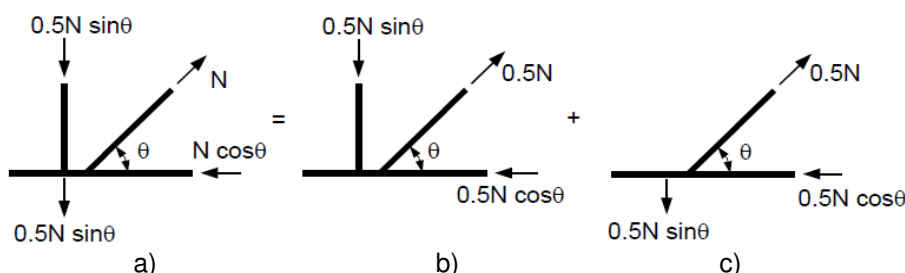
Obr. 20 – Příklady klasifikace styčníků dutých průřezů (převzato z [44]).

U K styčníků, kde je jedna z diagonál zatížena velmi málo, či úplně nezatížená, může být spoj řešen jako Y styčník (jak ukazuje Obr. 20 e). Jestliže pak u styčníku K (nebo N) s mezerou přesáhne velikost mezery dovolený limit, měl by být takový styčník také posouzen jako dva samostatné Y styčníky.

Pokud mezipásové pruty přenášejí část zatížení jako K styčník a část jako T, Y, nebo X styčníky, adekvátnost každé diagonály je třeba stanovit jako lineární interakci poměru zatížení uvažovaného u jednotlivých typů přenosu zatížení. Přičemž účinek přetížení pásu by mělo být uvažováno u typu s nejnepříznivějším výsledkem.

Například u N styčníku z Obr. 20 c) je poměr kolmých složek sil v mezipásových prutech 2:1. V takovém případě je třeba takovýto styčník analyzovat ve dvou krocích – jako K styčník (s rovnovážnou soustavou sil) a jako X styčník (jelikož zbývající zatížení mezipásových prutů je přenášeno přes styčník), jak ukazuje Obr. 21. U tažené diagonály takového styčníku pak musí být ověřeno, že:

$$\frac{0,5 \cdot N}{\text{únosnost K spoje}} + \frac{0,5 \cdot N}{\text{únosnost X spoje}} \leq 1,0.$$



Obr. 21 – Rozložení N styčníku (a) s nevyváženým zatížením mezipásových prutů na kombinaci K (b) a X styčníku (c)

### **2.3.2 Změny ve stanovování únosnosti svařovaných styčnicků**

Uvažované způsoby porušení se shodují s analytickými modely v kapitole 2.2. Na rozdíl od vzorců, které byly zavedeny do mezinárodních norem, se však v nově vypracovaných vztazích využívá poněkud jiného přístupu.

Hlavní rozdíl ve stanovování únosnosti svařovaných styčnicků dutých profilů se týká úpravy funkce napětí v pásu. Tato funkce je nově vztažena k největšímu napětí v pásu, zatímco dříve byla založena pouze na tzv. předpětí. Navíc u CHS styčnicků typu T a Y je v této funkci také nově zahrnut účinek ohybu pásu vlivem zatížení mezipásových prutů. Výzkumy ukázaly, že při větším tahovém zatížení pásu, je nutné uvažovat snížení únosnosti celého styčnicku, přičemž se má uvažovat nejnepříznivější účinek napětí v pásu.

Dále byl rozšířen rozsah platnosti o materiály s mezí kluzu až 460 MPa, kdy pro mez kluzu vyšší než 355 MPa by měla být únosnost styčnicku přenásobena redukčním koeficientem 0,9.

Předchozí vztah pro únosnost CHS styčnicků typu X dával vyšší hodnoty únosnosti, než pro T styčnick, což není přesné. Nové vztahy dávají pro X styčnický poněkud nižší hodnoty únosnosti, což je přesnější. Navíc bylo prokázáno, že pro malé hodnoty úhlu  $\theta_1$  může u tohoto typu styčnicku dojít k porušení pásu smykem.

V současných normách je pro K a N styčnický CHS profilů pouze jeden vztah pro styčnický s mezerou i s překrytím, ačkoliv se tyto styčnický chovají odlišně. Bylo zjištěno, že styčnický s překrytím mezi CHS profily lze posuzovat stejně, jako styčnický s překrytím mezi RHS profily. Pro styčnický s mezerou pak byla odvozena nová návrhová rovnice, jejíž výsledky dávají nižší únosnost, než předešlá rovnice.

Ukázka řešení rovinného styčnicku CHS profilů pomocí nových návrhových metod je uveden v kapitole 2.6.2.

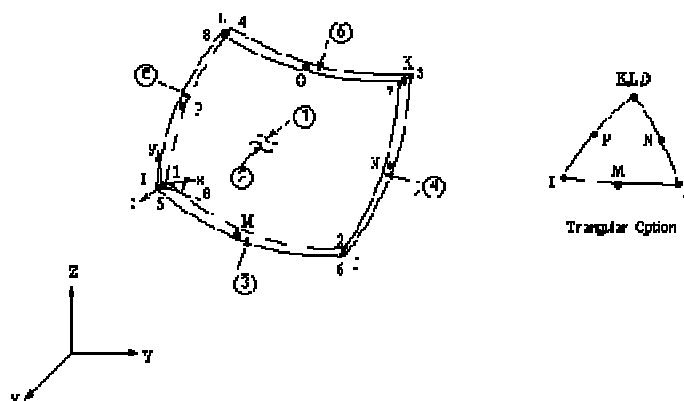
## 2.4 Numerické modelování svařovaného T styčníku

Předmětem této části práce bylo vytvoření numerického modelu v MKP programu ANSYS jednoduchého svařovaného trubkového styčníku a porovnání získaných výsledků s hodnotami únosností vypočítaných podle Eurokódu [11]. Pro jednoduchost byl k modelování zvolen trubkový svařovaný styčník typu T, jehož mezipásový prut byl zatížen osově a spodní pás nebyl zatížen žádnou silou ani deformací. Byly vytvořeny tři modely T styčníku se stejným profilem pásového prutu, ale s různými profilem připojené diagonály.

Cílem bylo získat zkušenosti v oblasti numerického modelování styčníků a v možnostech využití numerického modelování pro posuzování těchto styčníků. Poznatky získané při tvorbě modelů tohoto jednoduchého styčníku byly dále využity pro řešení podobných styčníků a také složitějších styčníků, jejichž řešení Eurokód přesně neuvádí.

### 2.4.1 Numerické modely

Modely styčníku byly vytvořeny v MKP programu ANSYS 12.0 s využitím 8 uzlového skořepinového konečného prvku SHELL 93 (Obr. 22), který umožňuje zahrnout do výpočtu plastické chování materiálu i vliv velkých deformací a je vhodný pro modelování zakřivených ploch (podobně jako [35]).



Obr. 22 – Konečný prvek SHELL 93 [2]

V řešeném modelu byla konečným prvkům zadána vždy konstantní tloušťka a následující izotropní materiálové vlastnosti: Youngův modul pružnosti  $E = 210$  GPa a Poissonův součinitel  $\nu = 0,3$ . Při výpočtu bylo uvažováno jak plastické chování materiálu, tak i vliv velkých deformací („*Large Displacement Static*“). Pružno-plastické chování materiálu bylo vyjádřeno bilineární křivkou (podobně jako např. [3], [35]) s hodnotou modulu zpevnění  $E_2 = 10$  GPa a s hodnotou meze kluzu materiálu  $f_y = 355$  MPa. Výpočty byly provedeny pomocí metody Newton-Raphson.

Zohlednění vlivu velkých deformací by mělo být využíváno pro výpočet štíhlých konstrukcí, u kterých se předpokládají příčné posuny větší než 10% tloušťky a také, pokud se předpokládá nestabilita (vybočení) některé části modelu. Vliv velkých deformací zohledňuje změny tuhosti způsobené změnami tvaru

a orientace prvku vlivem velkých průhybů, velkých rotací, případně velkých poměrných přetvoření. Výsledky se zohledněním vlivu velkých deformací jsou v takových případech přesnější [2].

Délka pásového prutu byla zvolena  $l_0 = 1000$  mm a délka připojeného mezipásového prutu pak  $l_1 = 500$  mm. Přesná geometrie jednotlivých modelů viz Tabulka 1. Na obou koncích dolního pásu bylo zabráněno posunům ve směru osy  $x$ ,  $y$  a  $z$  a mezipásový prut byl pouze osově zatížen (podobně jako [35]). Osově zatížení bylo zavedeno silově (podobně jako [28]).

Tabulka 1 – Parametry řešených styčníků

Ozn. modelu	$d_0$	$t_0$	$d_1$	$t_1$	$\beta$	$N_{1,Rd,1}$	$N_{1,Rd,2}$
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[-]	[kN]	[kN]
<b>T1</b>	219	4,5	44,5	4	0,203	<b>46,091</b>	128,941
<b>T2</b>	219	8	89	5	0,406	<b>197,277</b>	458,456
<b>T3</b>	219	8	194	6,3	0,886	<b>534,602</b>	999,331

kde:  $N_{1,Rd,1}$  – únosnost na porušení povrchu pásu

$N_{1,Rd,2}$  – únosnost na prolomení smykem

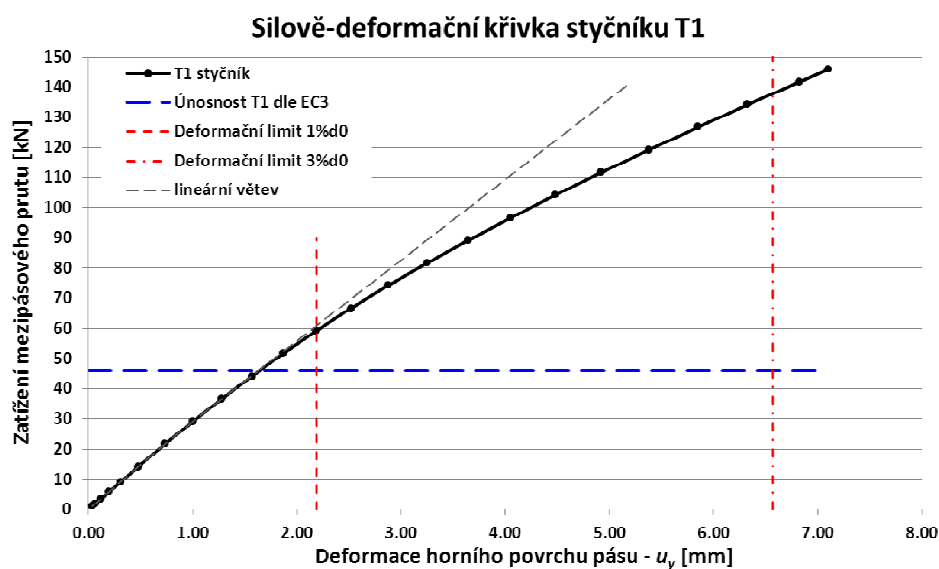
#### 2.4.2 Výsledky numerického modelování

Výsledky jednotlivých modelů byly prezentovány formou silově-deformačních křivek (Obr. 23, Obr. 25 a Obr. 27), které vyjadřovaly závislost lokální deformace povrchu pásu (svislá deformace v místě napojení diagonály) na osově síle v mezipásovém prutu. Dalšími grafickými výstupy z programu ANSYS 12.0 byly deformované tvary styčníků a průběhy von Misesova napětí na jednotlivých modelech (Obr. 24, Obr. 26 a Obr. 28).

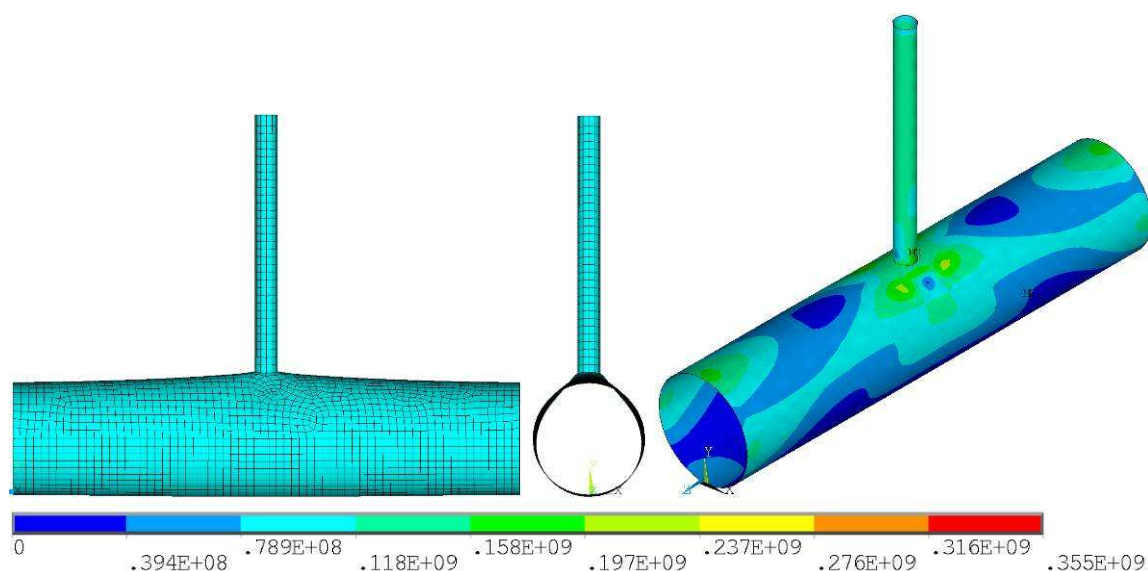
Z výstupů byl zřejmý způsob porušení řešených styčníků (*porušení povrchu pásu*) odpovídající předpokladům dle Eurokódu [11] a mimo jiné se při numerickém modelování ukázala potřeba zavedení kritérií pro stanovení únosnosti styčnicku (např. lokální a globální přetvoření, vliv zde neuvažovaných koncentrací napětí, apod.).

Pro tyto jednoduché typy styčníků jsou v dostupné literatuře (např. [7], [25], [28], [29], [48]) popsány deformační limity, na základě kterých lze stanovit únosnost styčnicku. Deformační limity jsou pro stanovení únosnosti styčníků využívány, např. místo plastické analýzy, především kvůli tomu, že ačkoliv dojde k plastizaci povrchu pásu není ještě tuhost styčnicku vyčerpána vlivem membránového efektu, ke kterému dochází u pásových prutů dutých profilů. Z tohoto důvodu byly u řešených styčníků porovnávány průběhy silově-deformační křivek (na Obr. 23, Obr. 25 a Obr. 27) jak s hodnotou únosnosti dle Eurokódu, tak s deformačními limity dle [29]. Tyto limity byly uvažovány jako 1% průměru pásu (1%  $d_0$ ), resp. 3% tohoto rozměru, což odpovídá meznímu stavu použitelnosti, resp. únosnosti. Z grafů je zřejmé, že limit 1%  $d_0$  se ukázal být dobrou aproximací meze pružného chování styčnicku.

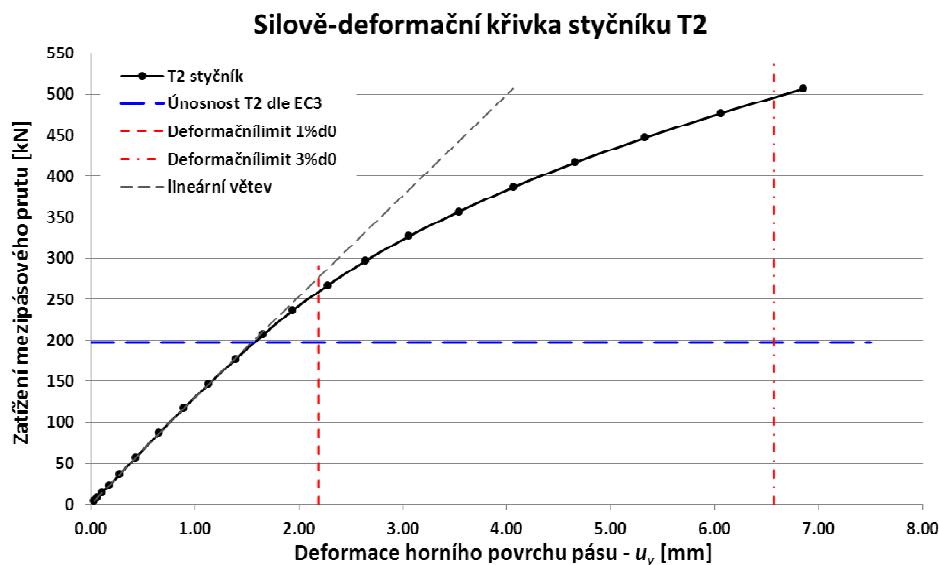
Na deformovaných tvarech na Obr. 23, Obr. 25 a Obr. 27 lze pozorovat, že v průřezu pásového prutu docházelo nejen k deformaci svislé (v místě napojení diagonály), ale také k příčným deformacím. Místa extrémních hodnot těchto příčných deformací jsou však závislé na poměru velikosti průměru pásu a mezipásového prutu a nelze je tedy mezi jednotlivými styčníky navzájem porovnávat.



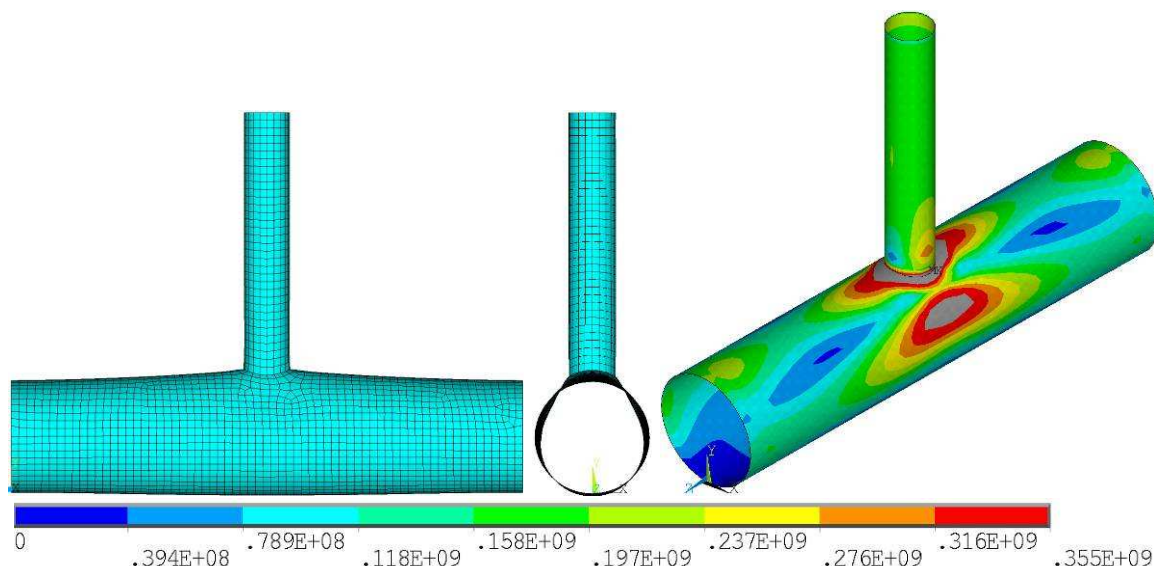
Obr. 23 – Silově-deformační křivka styčníku T1



Obr. 24 – Deformovaný styčník T1 (3x zvětšené měřítko) a průběh von Misesova napětí [Pa] při zatížení silou 60 kN (odpovídá limitu 1‰  $d_0$ )

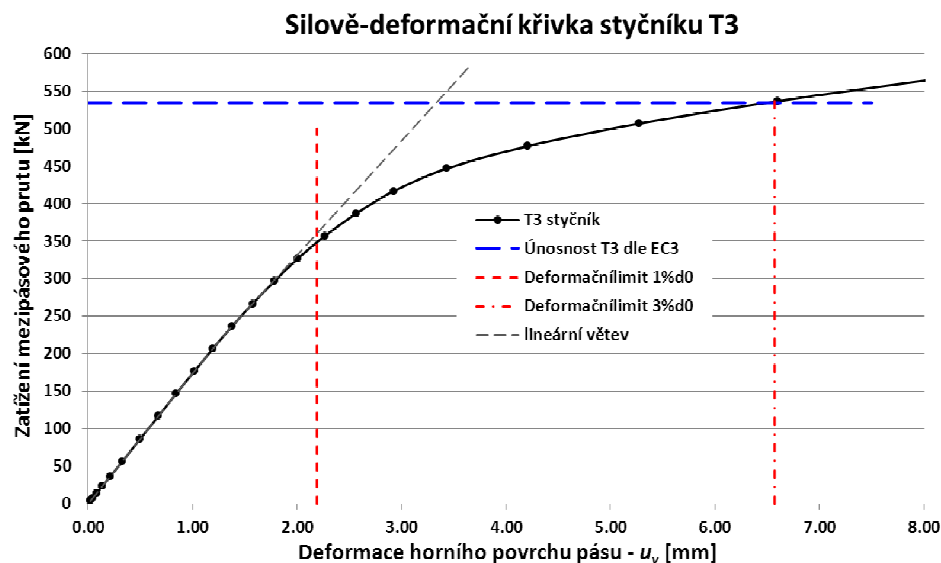


Obr. 25 – Silově-deformační křivka styčníku T2

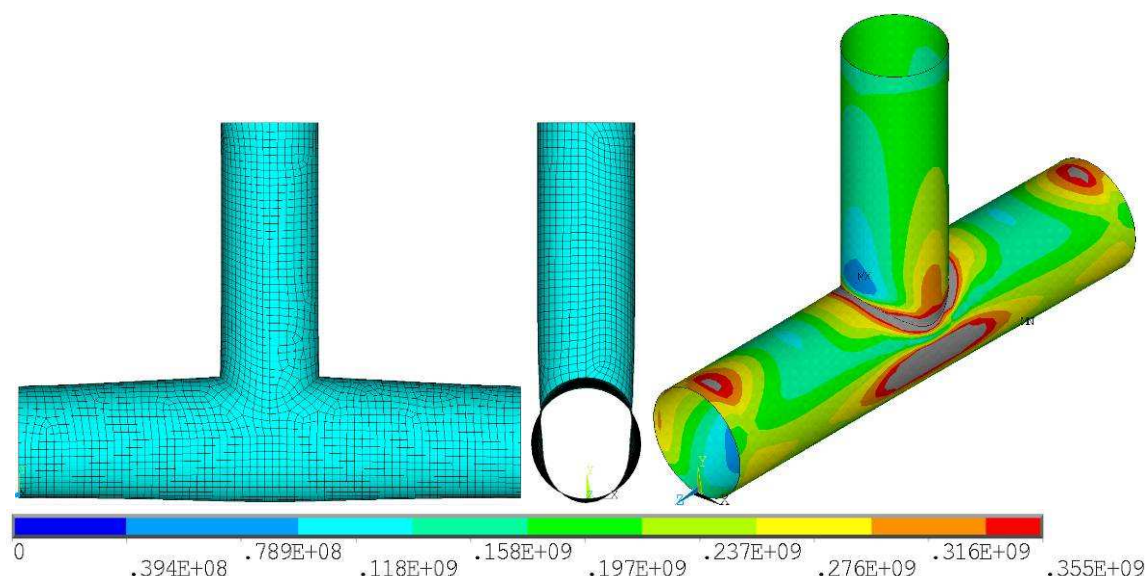
Obr. 26 – Deformovaný styčník T2 (3x zvětšené měřítko) a průběh von Misesova napětí [Pa] při zatížení silou 270 kN (odpovídá limitu 1%  $d_0$ )

Přes mnohá zjednodušení numerického modelu (např. nebyl modelován reálný svar, okrajové podmínky pro zajištění spodního pásu neodpovídaly přesně reálnému působení styčníku v konstrukci, použití automatického síťování bez lokálního zjemnění sítě) lze konstatovat, že model vystihl základní chování takového typu spoje (např. způsob porušení).

Na základě normových vztahů se nepodařilo najít styčník, pro který by bylo rozhodující porušení *prolomení pásu smykem*. U těchto styčníků by před dosažením únosnosti spoje došlo k vyčerpání tahové únosnosti výplňového prutu.



Obr. 27 – Silově-deformační křivka styčníku T3

Obr. 28 – Deformovaný styčník T3 (3x zvětšené měřítko) a průběh von Misesova napětí [Pa] při zatížení silou 360 kN (odpovídá limitu 1%  $d_0$ )

Diskutabilní je také míra bezpečnosti návrhu těchto styčníků podle Eurokódu, jak je patrné z průběhů silově-deformačních křivek. Numerické modely ukázaly relativně velkou rezervu únosnosti styčníků s malým poměrem průměrů trubek  $\beta$ , naopak u styčníku s velkým poměrem průměrů trubek  $\beta$  byla únosnost stanovená podle Eurokódu na, ne-li za hranicí reálné únosnosti tohoto styčníku. Tento jev však mohl být také ovlivněn zjednodušenými okrajovými podmínkami, či zvolenými rozměry detailu. Vzhledem k prvotnímu účelu těchto modelů (získat zkušenosti v oblasti numerického modelování) nebyly tyto vlivy dále řešeny, problematika si však zaslouží podrobnější výzkum.

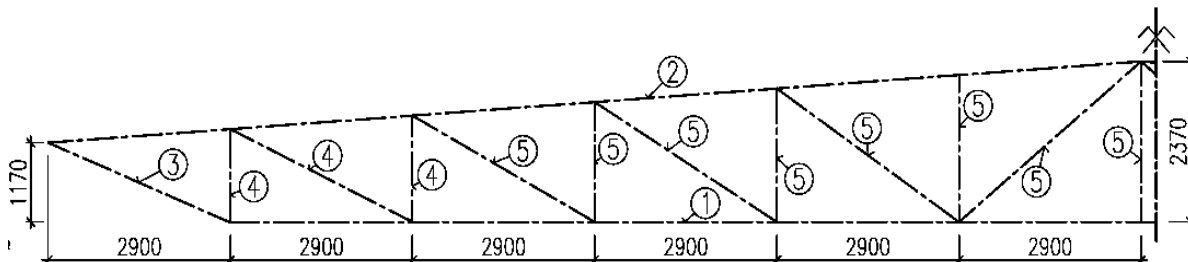
## 2.5 Numerické modelování svařovaného styčníku tvořeného mezipásovými pruty z RHS a pásem z profilu HEA

Pro tuto část výzkumu byl vybrán příklad styčníku z praxe. Jednalo se o styčník konstrukce zastřešení, která byla tvořena ocelovým příhradovým vazníkem s pásy z HEA profilů a s RHS mezipásovými pruty. Na této konstrukci byl navržen styčník, který vybočuje z mezí, které udává Eurokód pro použití základních vzorců pro výpočet únosnosti takového styčníku. Konkrétně jde o úhel napojení tažené diagonály na spodní pás, který je menší než  $30^\circ$ . Toto omezení je dle [44] stanoveno s ohledem na kvalitu a způsob provedení svarového přípoje.

Cílem pro tuto práci bylo ověřit pomocí numerického modelování, zda lze chování takového styčníku, který nezapadá do podmínek daných normou, i přesto vyjádřit pomocí zavedených normových postupů.

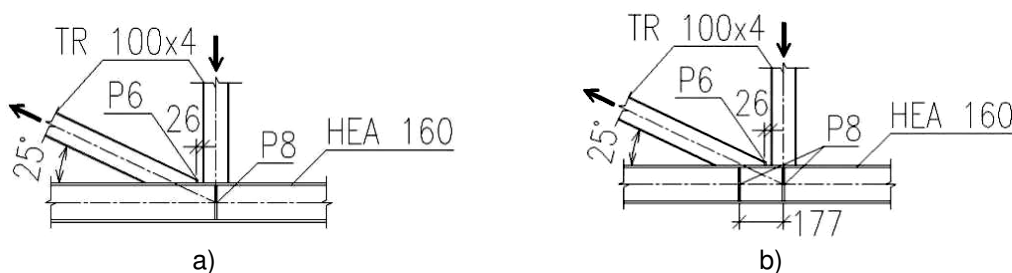
### 2.5.1 Popis řešené konstrukce a geometrie řešeného N styčníku

Konstrukcí, na které se nacházel výše uvedený styčník, byl ocelový příhradový vazník, jehož dolní a horní pásy byly tvořeny válcovanými profily HEA a mezipásové pruty tvořily obdélníkové duté profily (RHS). Na celém vazníku bylo navrženo celkem pět různých průřezů: dolní pás byl z profilu HEA 160 (průřez č. 1), horní pás – profil HEA 200 (průřez č. 2) a mezipásové pruty byly z RHS profilů TR 100/6,0; TR 100/4,0 a TR 70/4,0 (průřezy č. 3 – 5) – viz Obr. 29.



Obr. 29 – Typy průřezů na řešeném příhradovém vazníku

U styčníku, který byl předmětem řešení v této části výzkumu, byly uvažovány dvě návrhové situace – první s výztuhou umístěnou jen pod tlačnou svislicí (dle skutečného provedení) a druhá s přidanou výztuhou také pod taženou diagonálu (pro zvýšení únosnosti). Geometrie styčníku a umístění jednotlivých výztuh je zřejmé z Obr. 30.



Obr. 30 – Geometrie N styčníku pásu z HEA profilu a RHS mezipásových prutů  
a) První návrhová situace; b) Druhá návrhová situace.

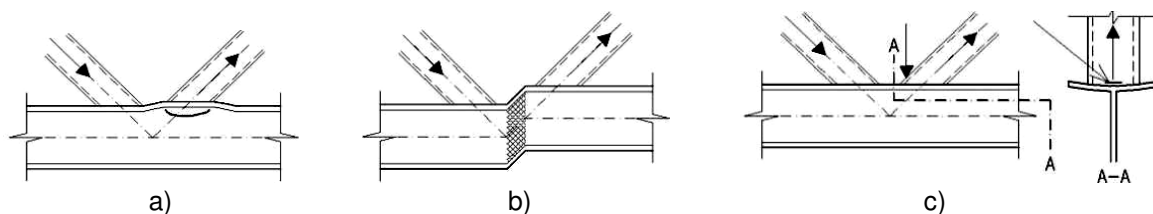


Ačkoliv styčník nesplňoval jednu z geometrických podmínek, které jsou uvedeny v normě, bylo provedeno orientační posouzení obou návrhových situací na základě normových vztahů. Jednalo se o posouzení tažené diagonály, která byla namáhána větší osovou silou.

### 2.5.2 Očekávané způsoby porušení styčníku dle ČSN EN 1993-1-8

Norma [11] uvažuje u styčnicků mezipásových prutů z CHS nebo RHS a pásů z průřezů I nebo H tyto způsoby porušení (Obr. 31), viz také [12], nebo [43]:

- **Porušení stojiny pásu** zplastizováním, podrcením nebo ztrátou stability tvaru;
- **Porušení pásu smykem**;
- **Porušení mezipásového prutu** (trhliny ve svarech nebo mezipásových prutech)



Obr. 31 – a) Porušení stojiny pásu; b) Porušení pásu smykem; c) Porušení mezipásového prutu.

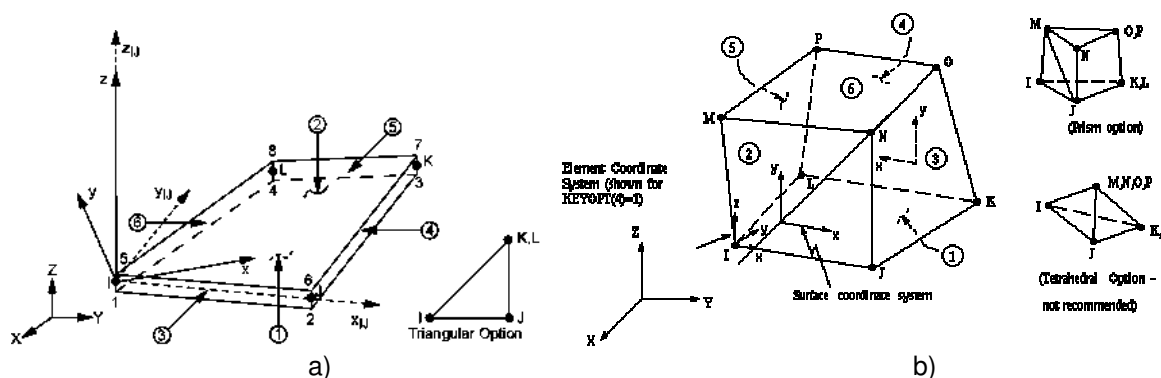
Eurokód ve vzorcích pro výpočet únosnosti pro jednotlivé typy porušení nijak nezohledňuje síly nebo napětí, která vznikají v sousedních prutech. Vychází se zde pouze z geometrie styčníku, z typů profilů a z hodnot mezí kluzu použitého materiálu. Z toho důvodu byly řešeny dva různé zatěžovací stavy, při kterých bylo porovnáváno chování styčníku, který byl zatížen pouze silou v tažené diagonále, a styčníku, který byl zatížen reálnými silami, tedy jak silou v tažené diagonále, tak tahovou silou v dolním pásu.

Z vypočítaných únosností vyplývalo, že pro obě návrhové situace by mělo být rozhodujícím typem porušení – *porušení mezipásového prutu*, avšak při uvažování výztuhy také pod taženou diagonálou byla únosnost téměř o 80% větší ( $N_{Rd,b} = 505$  kN), než bez této výztuhy ( $N_{Rd,a} = 281$  kN). Numerické modely pak měly prokázat, zda se toto předpokládané chování potvrdí, i když nebyla splněna výše zmíněná geometrická podmínka.

### 2.5.3 Numerické modely samostatného styčníku

Modely styčníku byly vytvořeny v MKP programu ANSYS 12.0 s využitím konečných prvků umožňující nelineární výpočty (plastické chování materiálu i vliv velkých deformací – „Large Displacement Static“). Pro modelování HEA profilu byl použit 3D konečný prvek SOLID 45 (Obr. 32 b) – definován osmi uzly se třemi stupni volnosti v každém uzlu a ortotropními materiálovými vlastnostmi. RHS pruty pak byly vymodelovány za pomoci skořepinového konečného prvku SHELL 43

(Obr. 32 a) – definován čtyřmi uzly se šesti stupni volnosti v každém uzlu, čtyřmi tloušťkami a ortotropními materiálovými vlastnostmi (viz [2]).



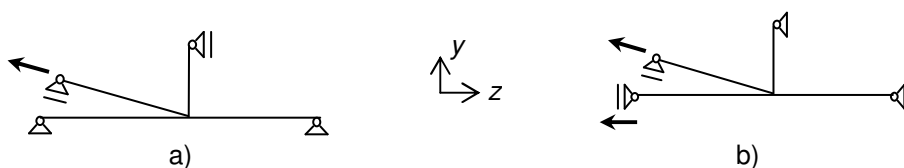
Obr. 32 – a) Konečný prvek SHELL 43; b) Konečný prvek SOLID 45 [2]

Na základě dostupných informací v literatuře (např. [3], [35], [40]) byly nejdříve zvoleny následující okrajové podmínky (Obr. 33 a):

- na obou koncích dolního pásu bylo zabráněno posunům ve směrech osy  $x$ ,  $y$  i  $z$  a mezipásovým prutům bylo zabráněno posunům v rovině  $i$  z roviny (tedy umožněn pouze posun v osách prutů).

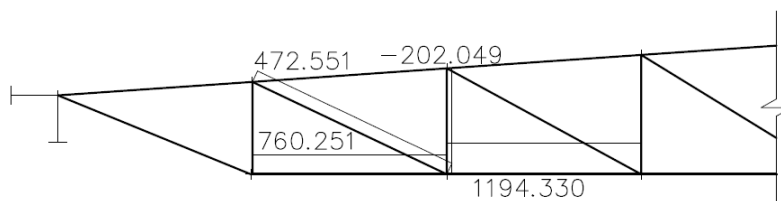
Při takto zvolených okrajových podmínkách však v 3D modelu vznikaly síly, které se neshodovaly s těmi, které byly očekávány na základě výpočtu vnitřních sil na jednoduchém prutovém modelu (Obr. 34). Bylo proto zapotřebí najít okrajové podmínky, které by přesněji vystihovaly skutečné chování styčnicku v kontextu k celé konstrukci. Nakonec byly zvoleny následující okrajové podmínky – Obr. 33 b:

- na koncích dolního pásu bylo zabráněno pouze posunům ve směru os  $x$  a  $z$  (tedy pohybům v ose prutu a z jeho roviny), případně byla vazba na levém konci nahrazena zatížením tahovou silou. Vazba proti svislému posunutí (ve směru osy  $y$ ) byla umístěna na svislý prut.



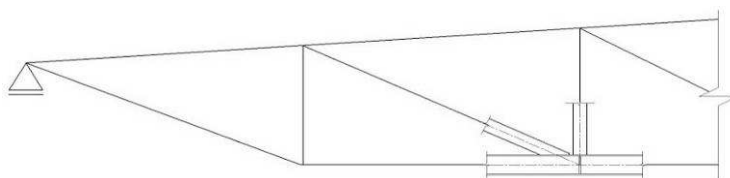
Obr. 33 – a) Původní okrajové podmínky; b) Nově zvolené okrajové podmínky.

Síly, kterými byl samostatný model styčnicku zatěžován, byly zvoleny na základě výsledků získaných výpočtem jednoduchého prutového modelu celého vazníku (Obr. 34) a to tak, aby byl zachován poměr sil v pásu a v diagonále řešeného styčnicku.



Obr. 34 – Normálové síly v místě řešeného styčnicku

Jako možný způsob řešení problému volby vhodných okrajových podmínek pro 3D model samostatného styčnicku, které by byly nejbližší realitě, se nabízela možnost propojení 3D detailu konstrukce s prutovými prvky, pomocí kterých bylo možno vymodelovat konstrukci jako celek (podobně jako [8]) – Obr. 35. Okrajové podmínky a vnášené zatížení by pak bylo možné aplikovat na celkový model konstrukce a chování detailu by bylo odvozeno z chování celé soustavy. Ověření správnosti této hypotézy a realizovatelnosti takového modelu bylo předmětem dalšího modelování.



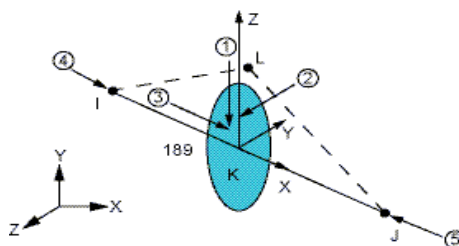
Obr. 35 – Schéma uvažovaného propojení prutového a 3D modelu

#### **2.5.4 Propojení 3D detailu styčnicku s prutovým modelem konstrukce s využitím MPC algoritmu**

Tato část práce byla zaměřena na vytvoření komplexního modelu detailu výše řešeného ocelového styčnicku, který by byl propojen se zjednodušeným prutovým modelem celé konstrukce příhradového vazníku za pomoci kontaktních prvků a metody MPC (Multi-Point Constraints). Následně byly takto získané výsledky porovnány s výsledky na samostatně řešeném styčnicku. Cílem bylo vytvořit takový model, který by vystihoval chování styčnicku v kontextu celé konstrukce.

##### Použité konečné prvky a okrajové podmínky

Komplexní numerický model byl také vytvořen v MKP programu ANSYS 12.0 s využitím konečných prvků umožňující nelineární výpočty (plastické chování materiálu i vliv velkých deformací). Pro modelování HEA profilu v detailu styčnicků byl použit 3D konečný prvek SOLID 65, pro RHS pruty potom skořepinový konečný prvek SHELL 43. Pro model konstrukce příhradového vazníku byly použity prostorové 1D liniové prvky BEAM 189, které jsou definovány třemi uzly a průřezem, jehož rovinu je možné definovat orientačním uzlem (uzel L na Obr. 36). Pro vzájemné propojení elementů typu BEAM a SOLID, resp. SHELL, bylo využito kontaktních prvků TARGE 170 (pro řídící uzel v prostoru) a CONTA 175 (hraniční uzly kontaktní plochy) a tzv. MPC algoritmu (Multi-Point Constraints).



Obr. 36 – Geometrie elementu BEAM 189 [2]

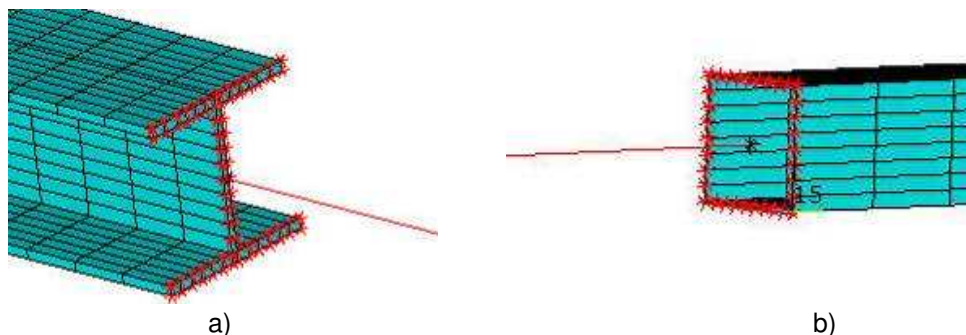
Všem konečným prvkům byly zadány následující materiálové vlastnosti: Youngův modul pružnosti  $E = 210$  GPa a Poissonův součinitel  $\nu = 0,3$ . Liniovým prvkům byly přiřazeny průřezy číslo 1 – 5 dle Obr. 29. Výpočet byl proveden se zohledněním plastického chování materiálů i s uvážením vlivu velkých deformací. Pružno-plastické vlastnosti materiálů byly vyjádřeny bilineárními pracovními diagramy s mezí kluzu  $f_y = 355$  MPa a s 5% zpevněním (tedy s hodnotou modulu zpevnění  $E_2 = 10$  GPa). Výpočty byly provedeny pomocí metody Newton-Raphson.

Hlavním problémem, který bylo třeba pro komplexní numerický model vyřešit, bylo propojení různých typů konečných prvků – prutových konečných prvků (BEAM 189) s plošnými (SHELL 43), resp. objemovými konečnými prvky (SOLID 65). Pro tato spojení byly použity výše zmíněné kontaktní prvky CONTA 175 a TARGE 170 a tzv. MPC algoritmus (Multi-Point Constraints) – viz [39].

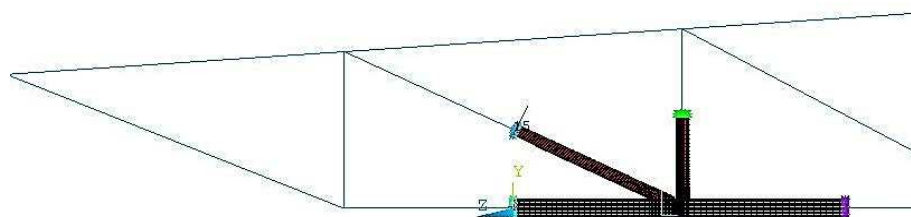
Tento postup umožňuje poměrně jednoduše propojit konečné prvky různých typů a jeho použití má mnoho výhod, např.:

- pomocí MPC je možné řešit také problém velkých deformací,
- není třeba zadávat tuhost kontaktu,
- lze uvažovat jak tuhé chování hranice kontaktu, tak deformovatelnost této plochy, resp. křivky,
- další výhodou je také úspora strojového času potřebného k výpočtu a především jednoduché zadávání prostřednictvím funkce „Contact Wizard“.

Princip MPC kontaktu „Beam to Shell/Solid“ spočívá ve vytvoření kontaktního páru „node-to-surface“. Jako řídicí uzel se volí koncový uzel elementu BEAM, který se napojuje na element typu SHELL nebo SOLID. Dále je třeba zvolit kontaktní plochu (u prvku typu SOLID), resp. hranu u skořepinového (SHELL) modelu. V posledním kroku před vytvořením kontaktu je možné zadat konkrétní stupně volnosti, které bude kontakt přenášet, a také vlastnosti hrany kontaktu (tedy zda se bude chovat jako tuhá, nebo bude deformovatelná). Zobrazení kontaktů typu „Beam to Shell“ a „Beam to Solid“ je na Obr. 37. Na Obr. 38 je pak znázorněna část komplexního modelu příhradového vazníku s 3D detailem řešeného styčnicku.

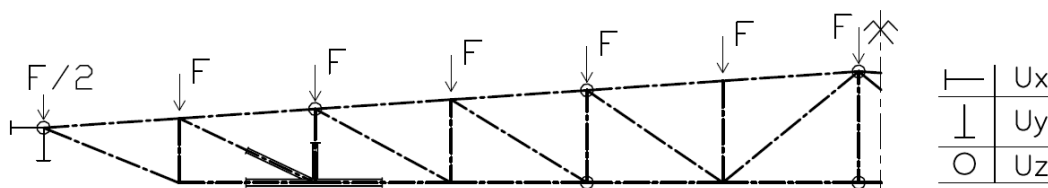


Obr. 37 – a) Kontakt „Beam to Solid“; b) Kontakt „Beam to Shell“



Obr. 38 – Propojení prutového a 3D modelu

Díky tomuto propojení různých typů konečných prvků bylo možné vymodelovat celou konstrukci, jejíž součástí byl řešený styčník, a okrajové podmínky (podpory a zatížení) pak zadávat přímo na prutový model příhradového vazníku (Obr. 39). Tento způsob zadávání okrajových podmínek je jednodušší, než hledat vhodný typ okrajových podmínek pro samostatný detail (jako např. [3], [8], [27]) a další výhodou je, že chování sledovaného styčníku je tak vyvozeno vzájemným působením jednotlivých prvků vazníku, což je blízké skutečnému chování konstrukce.



Obr. 39 – Schéma poloviny konstrukce s okrajovými podmínkami (osová symetrie)

### 2.5.5 Vyhodnocení výsledků

Pro samostatný styčník byly zpracovány následující čtyři modely:

- styčník s výztuhou pouze pod tlačnou svislicí, zatížený jen tahovou silou v diagonále,
- styčník s výztuhou pouze pod tlačnou svislicí, zatížený tahovou silou v diagonále a v dolním pásu,

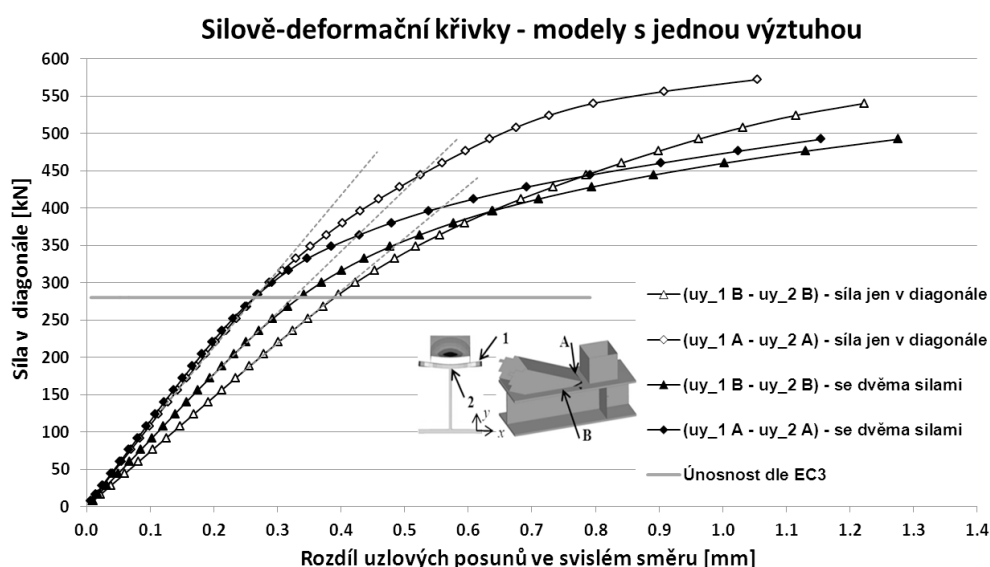
- styčník s výztuhou pod tlačnou svislicí i taženou diagonálou, zatížený jen tahovou silou v diagonále a
- styčník s výztuhou pouze pod tlačnou svislicí i taženou diagonálou, zatížený tahovou silou v diagonále a v dolním pásu.

Výsledky z numerických modelů styčníku, který byl modelován jako součást konstrukce celého vazníku, byly porovnávány s výsledky získanými na samostatném detailu styčníku. U komplexního modelu pak byly zpracovány pouze dvě varianty:

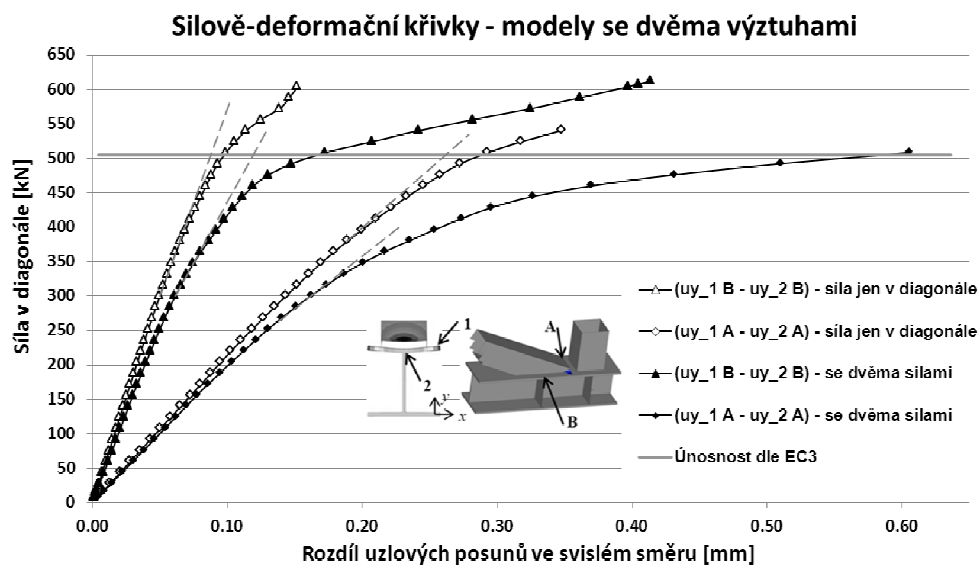
- styčník s výztuhou pouze pod tlačnou svislicí a
- styčník s výztuhou pod tlačnou svislicí i taženou diagonálou.

Kromě průběhů napětí byl u numerických modelů sledován také nárůst rozdílů svislých deformací ( $u_y$ ) středu (bod 2) a okraje (bod 1) pásnice HEA profilu, v závislosti na hodnotě normálové síly v diagonále, a to ve dvou řezech – pod hranou připojené diagonály (řez A) a blízko jejího středu (tedy v blízkosti napojení druhé výztuhy – řez B).

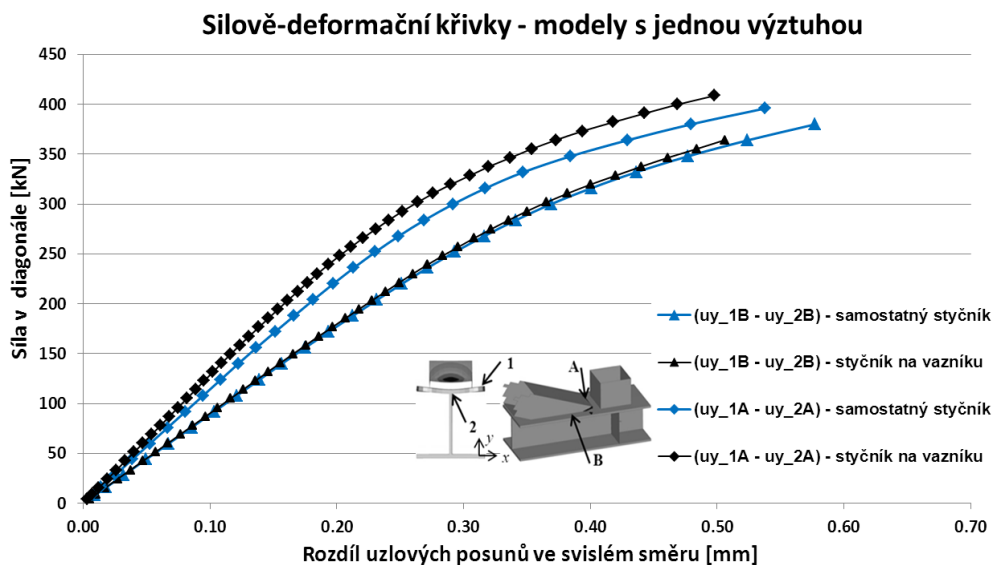
Silově-deformační křivky získané z numerických modelů samostatného styčníku jsou znázorněny na Obr. 40 a Obr. 41. Na Obr. 42 a Obr. 43 je pak srovnání silově-deformačních křivek z modelů samostatného styčníku a z modelů styčníku, který byl modelován jako součást prutového modelu celého vazníku. Na Obr. 44 až Obr. 46 je pak patrný rozvoj napětí za mezí kluzu materiálu na HEA profilu při různém zatížení tažené diagonály v jednotlivých návrhových situacích (jedna, resp. dvě výztuhy) a dále srovnání příčné deformace pásnice HEA profilu ve stejných krocích.



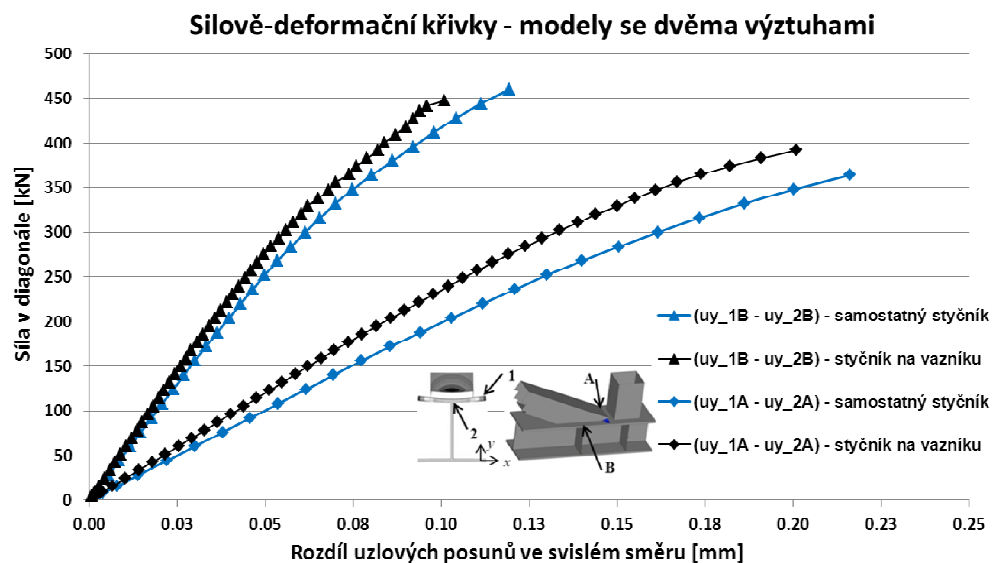
Obr. 40 – Silově-deformační křivky pro modely samostatného styčníku s jednou výztuhou a srovnání s únosností dle EC3



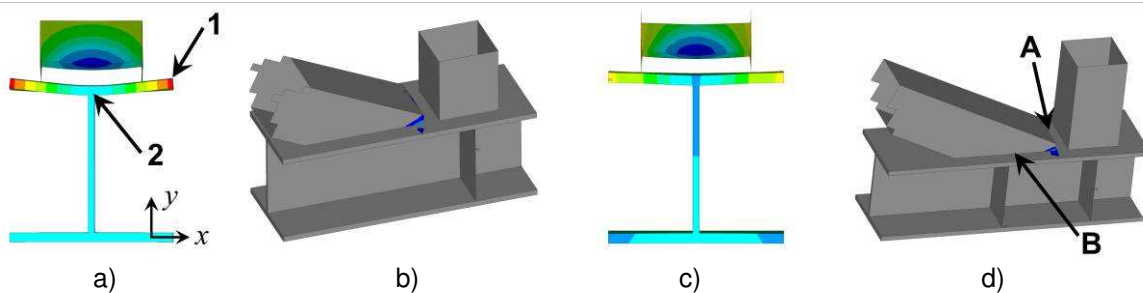
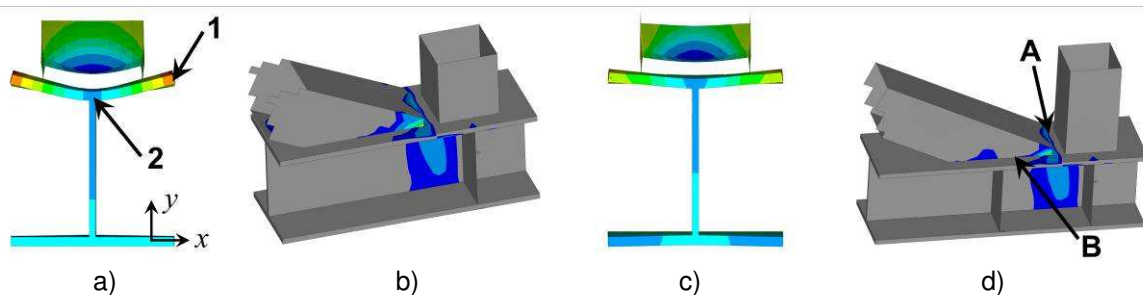
Obr. 41 – Silově-deformační křivky pro modely samostatného styčnicku se dvěma výztuhami a srovnání s únosností dle EC3



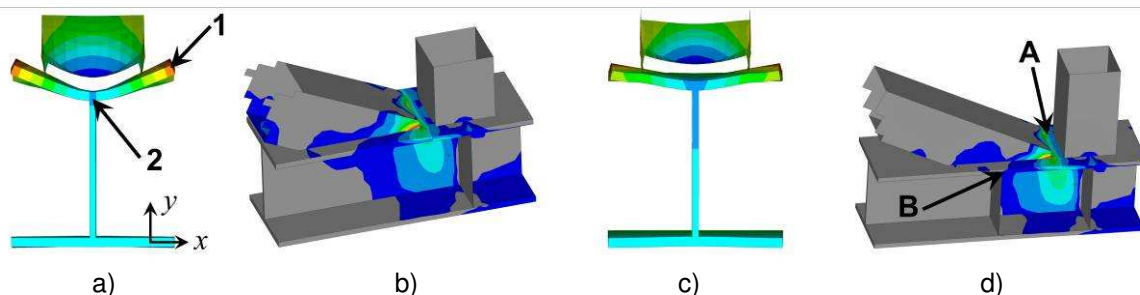
Obr. 42 – Srovnání silově-deformačních křivek pro modely styčnicku s jednou výztuhou



Obr. 43 – Srovnání silově-deformačních křivek pro modely styčníku se dvěma výztuhami

Obr. 44 – Srovnání deformace pásnice a rozvoje napětí za mezí kluzu nevyztuženého (a + b) a vyztuženého (c + d) HEA profilu při zatížení silou **300 kN** v diagonále (zvětšené měřítko deformací - 20x).Obr. 45 – Srovnání deformace pásnice a rozvoje napětí za mezí kluzu nevyztuženého (a + b) a vyztuženého (c + d) HEA profilu při zatížení silou **444 kN** v diagonále (zvětšené měřítko deformací - 20x).





Obr. 46 – Srovnání deformace pásnice a rozvoje napětí za mezí kluzu nevyztuženého (a + b) a vyztuženého (c + d) HEA profilu při zatížení silou **508 kN** v diagonále (zvětšené měřítko deformací - 20x).

### 2.5.6 Závěry

Podařilo se vytvořit numerické modely samostatného styčnicku, které vystihovaly jeho předpokládané chování a dále byl vytvořen funkční model 3D detailu styčnicku, který byl propojen s prutovým modelem celé konstrukce ocelového příhradového vazníku.

Díky metodě MPC (Multi-Point Constraints), která využívá kontaktní prvky (elementy typu CONTA 175 a TARGE 170) bylo možné propojit různé typy konečných prvků, konkrétně liniové prvky typu BEAM s plošnými, resp. objemovými prvky typu SHELL, resp. SOLID. Model detailu styčnicku a jednoduchý prutový model celé konstrukce díky tomu působily jako jeden celek a chování sledovaného styčnicku tak bylo vyvozeno působením okolních prvků konstrukce, což odpovídá skutečnému působení.

Ze silově-deformačních křivek na Obr. 42 a Obr. 43 je zřejmé, že výsledky pro styčník, který byl modelován samostatně s okrajovými podmínkami dle Obr. 33 b), se shodují s výsledky z numerických modelů styčnicku, který byl propojen s celou konstrukcí. Výhodou tohoto propojení je jednodušší zadávání okrajových podmínek (podpory, zatížení) a především to, že chování řešeného detailu lze sledovat v kontextu celé konstrukce. Nevýhodou je však, že je model limitován únosností celé konstrukce (resp. jejích prvků) a ne únosností konkrétního styčnicku (nemožnost dosažení post-kritického chování styčnicku). Ukázalo se, že tento typ propojení je tedy vhodný pro základní ověření skutečného chování styčnicku.

Z porovnání silově-deformačních křivek (Obr. 40, Obr. 41) obou typů styčnicků (nevyztužený / vyztužený), které se lišily pouze způsobem zatížení (síla jen v diagonále / se dvěma silami) vyplývá, že pouze v případě menší tuhosti styčnicku nemá na únosnost samotného styčnicku významný vliv, zda je zatěžována jen tažená diagonála, nebo také spodní pás (což odpovídá principu posouzení tohoto typu styčnicku dle Eurokódu [11]). S rostoucí tuhostí styčnicku (v tomto konkrétním případě vložení druhé výztuhy) význam napjatosti v pásu styčnicku roste.

Ze silově-deformačních křivek je patrné, že styčník s výztuhou i pod taženou diagonálou (vyztužený model) byl schopen přenést výrazně větší zatížení, než styčník s výztuhou jen pod tlačnou svislicí (nevyztužený model). Nevyztužený model vykazoval zjevné známky *porušení mezipásového prutu* (výrazná lokální deformace přečnívající části pásnice HEA profilu – Obr. 44 až Obr. 46 - a),

zatímco u druhého modelu tento způsob poruchy nebyl natolik zřejmý. S přihlédnutím k rozvoji plastických napětí a k deformaci celého styčnicku při druhé návrhové situaci by se mohlo jeho porušení klasifikovat spíše jako *porušení pásu smykem*. Vzhledem k tomu by mohlo být zavedení deformačního limitu vymezujícího únosnost styčnicku (viz kapitola 2.4.2) zavádějící, zvláště u tuhého styčnicku. V případě netuhého styčnicku by teoreticky mohla být sledována lokální deformace přečnívající části pásnice, tato deformace bude ale výrazně ovlivněna poměrem šířky mezipásového prutu a šířky pásnice dolního pásu. Proto u těchto modelů nebyl definován žádný deformační limit vymezující únosnost styčnicku.

Problematika určení rozhodujícího typu porušení u numerického modelu si vyžaduje vždy individuální posouzení a nelze jej obecně kvantifikovat. Možnými rozhodujícími faktory mohou být např. rozvoj napětí za mezí kluzu, lokální deformace, příp. vznik a velikost lokálních plastických deformací.

Kromě již zmíněného, ukázaly výsledky obou numerických modelů, že ačkoliv styčník svou geometrií nespadá do mezí daných Eurokódem, lze k určení jeho únosnosti využít doporučených vztahů. Omezení úhlu napojení diagonály je dle [44] limitující převážně z hlediska správného provedení svarového přípoje. Při zajištění plného provaření není toto omezení limitující.

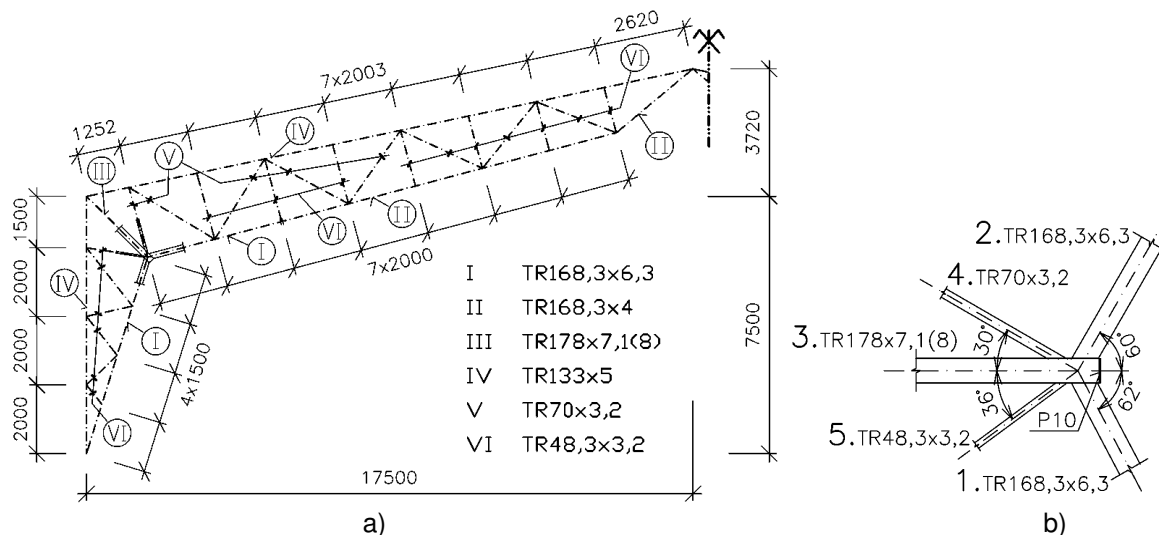
## **2.6 Numerické modelování a analytické posouzení rovinného ocelového styčnicku z CHS profilů**

Tato část práce byla zaměřena na řešení styčnicku příhradové rámové konstrukce z kruhových dutých profilů, který vzhledem k jeho geometrii a působícím vnitřním silám nebylo možné zařadit mezi základní typy styčnicků, jejichž únosnost popisuje norma ČSN EN 1993-1-8, a nedalo se tedy provést jeho přesné posouzení na základě normových vztahů pro výpočet únosnosti svařovaných styčnicků z CHS (kruhové duté profily). Pro popis chování tohoto styčnicku zde bylo využito jak numerického modelování v MKP programu ANSYS, tak doporučených postupů a vztahů uvedených v publikaci „Design guide 1 for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading“, vydavatelství CIDECT (Comité International pour le Développement et l'Étude de la Construction Tubulaire) [44]. Tato publikace dává více možností pro posuzování CHS styčnicků, než zmíněný Eurokód. Výsledky obou metod byly na závěr porovnány.

### **2.6.1 Popis řešené konstrukce**

Předmětem zkoumání v této fázi práce byl ocelový příhradový rám, který byl tvořen kruhovými dutými profily (CHS), přesněji řešení styčnicku v rámovém rohu (Obr. 47 b). Rám byl osově souměrný a bylo na něm navrženo celkem šest různých průřezů (I – VI na Obr. 47 a). U průřezu č. III pak byly pro porovnání uvažovány různé tloušťky kruhového profilu, a to  $t_{0,A} = 7,1$  mm a  $t_{0,B} = 8,0$  mm. Tyto hodnoty byly zvoleny na základě posouzení dle vztahů doporučených publikací CIDECT, a to kvůli významně rozdílné únosnosti řešeného styčnicku.

Styčník, na který je zde zaměřena pozornost, měl v konstrukci významný vliv, především proto, že byl nejvíce namáhaný a navíc je oblast rámového rohu obecně kritickým místem konstrukce. Kromě toho byl tento styčník zajímavý svou geometrií – vzhledem k nesymetrii jej nebylo možné zařadit mezi základní typy styčníků, jejichž únosnost popisuje norma ČSN EN 1993-1-8. Nastal tak problém s jeho posouzením, což bylo cílem této části výzkumu.



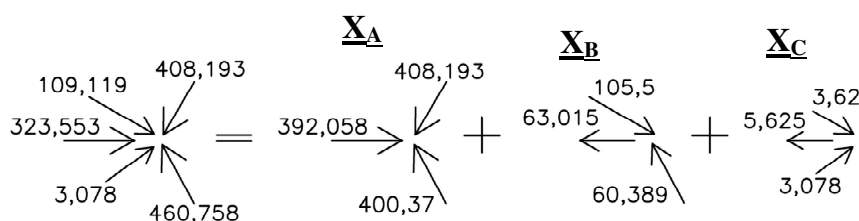
Obr. 47 – a) Geometrie řešené konstrukce s vyznačenými typy profilů;  
b) Detail zkoumaného styčníku včetně číslování jednotlivých prutů.

## 2.6.2 Posouzení styčníku dle doporučení CIDECT

Na rozdíl od Eurokódu [11], publikace „Design Guide 1“ [44] klasifikuje základní typy styčníků příhradových konstrukcí, tedy typ T (který zahrnuje typ Y), typ X nebo typ K (který zahrnuje typ N), na základě metody přenosu sil ve styčníku, nejen na základě vzhledu, resp. geometrie styčníku. Definice X styčníku pak zní takto:

„Jestliže je normálová složka síly přenášena přes pásový prvek a je vyrovnávána mezipásovým prvkem (či prvky) na opačné straně, jedná se o X styčník.“ [44]

Podle výše uvedené definice byl řešený styčník rozdělen do kombinace tří jednoduchých X styčníků tak, aby byla zachována rovnováha sil v jednotlivých styčnících (Obr. 48). Návrhové únosnosti jednotlivých styčníků byly vyjádřeny v podobě účinnosti připojených mezipásových prutů, tedy poměrem osového zatížení mezipásového prutu –  $N_i$  – a návrhové únosnosti styčníku pro příslušný prut  $N_{i,Rd}$ . Výsledná účinnost diagonál pro celý styčník pak byla dána součtem účinností pro jednotlivé základní styčníky ( $X_A$ ,  $X_B$ ,  $X_C$ ). Rozhodující vliv na únosnost řešeného styčníku měla vzhledem k zatížení tlačena diagonála číslo 1 (označení dle Obr. 47 b).



Obr. 48 – Rozdělení rovinného styčnicku do kombinace tří základních X styčnicků dle [44] (hodnoty sil byly převzaty ze zjednodušeného prutového modelu rámu).

### Postup výpočtu únosnosti na porušení stěny pásu X styčnicku dle CIDECT

Únosnost rovinného X styčnicku na porušení stěny pásu lze dle publikace „Design Guide 1“ určit z následujícího vztahu:

$$N_{i,Rd} = Q_u \cdot Q_f \cdot \frac{f_{y0} \cdot t_0^2}{\sin \theta_i} \quad (16)$$

kde:

$$Q_u = 2,6 \cdot \left( \frac{1 + \beta}{1 - 0,7\beta} \right) \cdot \gamma^{0,15} \quad (17)$$

$$Q_f = (1 - |n|)^{C_1} \quad , \text{ kde } \dots n = \frac{N_0}{N_{pl,0}} + \frac{M_0}{M_{pl,0}} \quad (18)$$

$C_1 = 0,45 - 0,25 \cdot \beta \dots$  pro tlačný pás  $C_1 = 0,2 \dots$  pro tažený pás

$$\beta = \frac{d_1 + d_2}{2 \cdot d_0} \quad (19)$$

$$\gamma = \frac{d_0}{2 \cdot t_0} \quad (20)$$

kde:

$d_i$  – vnější průměr prutu ( $i = 0, 1, 2$ ) [mm],

$t_0$  – tloušťka pásu [mm],

$\theta_i$  – úhel mezi mezipásovým prutem  $i$  a pásem ( $i = 1, 2$ ) [°],

$f_{y0}$  – mez kluzu pásu [MPa],

$N_0; M_0$  – hodnota vnitřní osové síly, resp. ohybového momentu v místě styčnicku [kN]; [kNm] a

$N_{pl,0}; M_{pl,0}$  – návrhová plastická únosnost v tahu, resp. v ohybu [kN]; [kNm].

### Výsledné únosnosti

Řešený styčnick byl rozdělen na tři základní styčnický  $X_A$ ,  $X_B$ ,  $X_C$  (dle Obr. 48), jejichž výsledné únosnosti, resp. účinnosti jsou uvedeny v Tabulka 3 a Tabulka 5. Geometrie styčnicku a označení diagonál vychází z detailu styčnicku na Obr. 47 b). Napětí na mezi kluzu pásu je  $f_{y,0} = 355 \text{ MPa}$ .

Tabulka 2 – Vstupní hodnoty pro výpočet únosností jednotlivých X styčníků pro  $t_{0,A} = 7,1$  mm

$\gamma = 12,535$ $A_0 = 3812 \text{ mm}^2$	$N_i$ [kN]	$N_0$ [kN]	$\beta$ [-]	$Q_u$ [-]	$n$ [-]	$C_1$ [-]	$Q_f$ [-]
$X_A$	$N_1 = 400,37$	-392,06	0,946	21,859	-0,2897	0,214	0,9295
	$N_2 = 408,193$						
$X_B$	$N_1 = 60,389$	63,015	0,669	11,934	0,0466	0,2	0,9905
	$N_4 = 105,5$						
$X_C$	$N_4 = 3,62$	5,625	0,332	6,596	0,0042	0,2	0,9992
	$N_5 = 3,078$						

Tabulka 3 – Výsledné únosnosti a účinnosti diagonál v jednotlivých styčnících pro  $t_{0,A} = 7,1$  mm

	$N_{Rd,i}$ [kN]	$N_i/N_{Rd,i}$
$X_A$	$N_{Rd,1} = 411,807$	<b>0,9722*</b>
	$N_{Rd,2} = 419,854$	<b>0,9722 &lt; 1,0 ... VYHOVUJE</b>
$X_B$	$N_{Rd,1} = 239,59$	<b>0,2521*</b>
	$N_{Rd,4} = 423,091$	<b>0,2494*</b>
$X_C$	$N_{Rd,4} = 235,882$	<b>0,0153*</b>
	$N_{Rd,5} = 200,653$	<b>0,0153 &lt; 1,0 ... VYHOVUJE</b>

\* do kombinace

Výsledné účinnosti diagonál 1 a 4 pro původní styčník jsou dány součtem účinností v jednotlivých stavech:

$$\frac{N_1}{N_{1,Rd}} = \frac{N_{1,XA}}{N_{1,Rd,XA}} + \frac{N_{1,XB}}{N_{1,Rd,XB}} = 0,972 + 0,252 = \underline{\underline{1,224}} > 1,0 \quad \dots \text{NEVYHOVUJE}$$

$$(N_{Rd,1} = \underline{\underline{376 \text{ kN}}})$$

$$\frac{N_4}{N_{4,Rd}} = \frac{N_{4,XB}}{N_{4,Rd,XB}} + \frac{N_{4,XC}}{N_{4,Rd,XC}} = 0,249 + 0,0153 = \underline{\underline{0,265}} < 1,0 \quad \dots \text{VYHOVUJE}$$

Tabulka 4 – Vstupní hodnoty pro výpočet únosností jednotlivých X styčníků pro  $t_{0,B} = 8,0$  mm

$\gamma = 11,125$ $A_0 = 4273 \text{ mm}^2$	$N_i$ [kN]	$N_0$ [kN]	$\beta$ [-]	$Q_u$ [-]	$n$ [-]	$C_1$ [-]	$Q_f$ [-]
$X_A$	$N_1 = 400,37$	-392,06	0,946	21,471	-0,258	0,214	0,9381
	$N_2 = 408,193$						
$X_B$	$N_1 = 60,389$	63,015	0,669	11,723	0,0416	0,2	0,9916
	$N_4 = 105,5$						
$X_C$	$N_4 = 3,62$	5,625	0,332	6,479	0,0037	0,2	0,9993
	$N_5 = 3,078$						

Tabulka 5 – Výsledné únosnosti a účinnosti diagonál v jednotlivých styčnicích pro  $t_{0,B} = 8,0$  mm

	$N_{Rd,i}$ [kN]	$N_i/N_{Rd,i}$
$X_A$	$N_{Rd,1} = 518,292$	<b>0,7725*</b>
	$N_{Rd,2} = 528,42$	<b>0,7725 &lt; 1,0 ... VYHOVUJE</b>
$X_B$	$N_{Rd,1} = 299,098$	<b>0,2019*</b>
	$N_{Rd,4} = 528,176$	<b>0,1997*</b>
$X_C$	$N_{Rd,4} = 294,186$	<b>0,0123*</b>
	$N_{Rd,5} = 250,25$	<b>0,0123 &lt; 1,0 ... VYHOVUJE</b>

\* do kombinace

Výsledné účinnosti diagonál 1 a 4 pro původní styčník:

$$\frac{N_1}{N_{1,Rd}} = \frac{N_{1,XA}}{N_{1,Rd,XA}} + \frac{N_{1,XB}}{N_{1,Rd,XB}} = 0,7725 + 0,2019 = \underline{\underline{0,974}} < 1,0 \quad \dots \text{VYHOVUJE}$$

$$(N_{Rd,1} = \underline{\underline{473 \text{ kN}}})$$

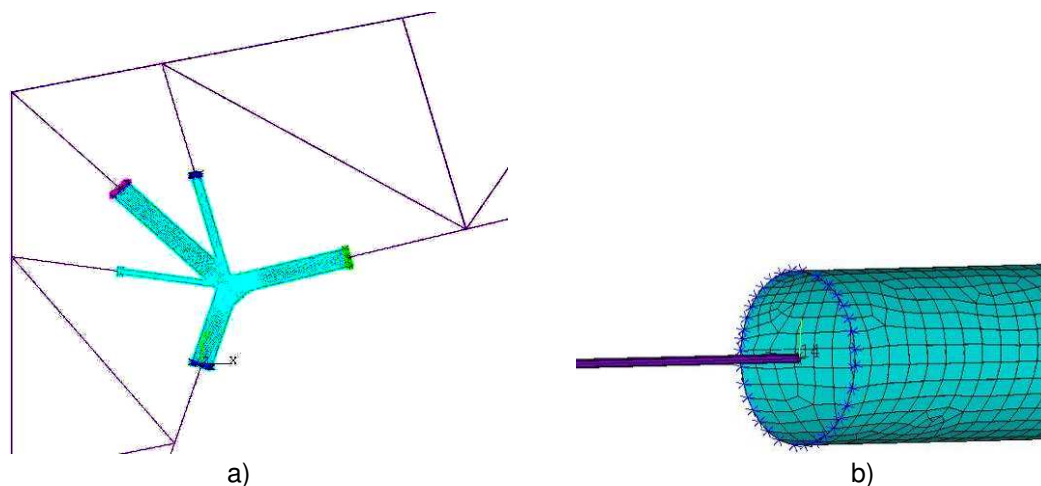
$$\frac{N_4}{N_{4,Rd}} = \frac{N_{4,XB}}{N_{4,Rd,XB}} + \frac{N_{4,XC}}{N_{4,Rd,XC}} = 0,1997 + 0,0123 = \underline{\underline{0,212}} < 1,0 \quad \dots \text{VYHOVUJE}$$

### 2.6.3 Tvorba MKP modelu

Numerický model byl vytvořen v MKP programu ANSYS 12.0 s využitím konečných prvků umožňující nelineární výpočty (plastické chování materiálu i vliv velkých deformací). Pro modelování CHS profilů byl použit skořepinový konečný prvek SHELL 43 – definován čtyřmi uzly, čtyřmi tloušťkami a ortotropními materiálovými vlastnostmi. Pro model konstrukce příhradového rámu byly použity prostorové 1D liniové prvky BEAM 189, které jsou definovány třemi uzly a průřezem, jehož rovinu je možné definovat orientačním uzlem. Pro vzájemné propojení elementů BEAM a SHELL bylo využito kontaktních prvků TARGE 170 (pro řídicí uzel v prostoru) a CONTA 175 (uzly na hranici skořepiny).

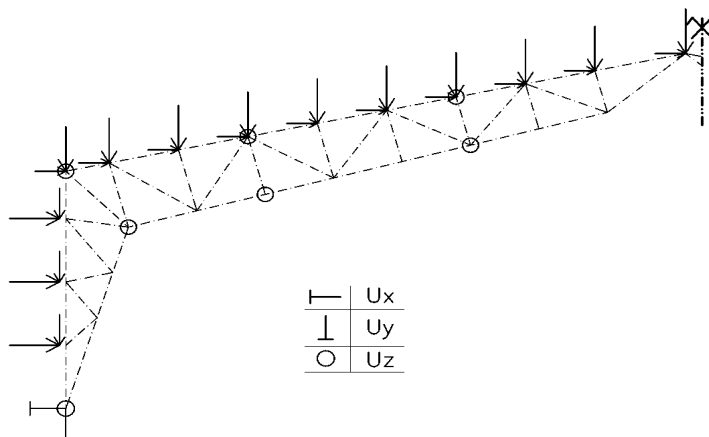
Konečným prvkům byly zadány následující materiálové: Youngův modul pružnosti  $E = 210$  GPa a Poissonův součinitel  $\nu = 0,3$ . Liniovým prvkům byly přiřazeny průřezy číslo I – VI dle Obr. 47 a). Při výpočtu byla uvažována fyzikální nelinearita (plastický výpočet) s uvažováním velkých deformací. Pružno-plastické chování materiálu bylo vyjádřeno bilineárním pracovním diagramem s mezí kluzu  $f_y = 355$  MPa a 5% zpevněním (tedy s hodnotou modulu zpevnění  $E_2 = 10$  GPa). Výpočet byl proveden pomocí metody Newton-Raphson.

Pro zadávání okrajových podmínek byl zvolen přístup propojení 3D detailu styčníku s jednoduchými prutovými prvky, pomocí kterých byla vymodelována celá konstrukce příhradového rámu (Obr. 49 a), jak bylo popsáno v kapitole 2.5.4. Detail kontaktu je na Obr. 49 b).



Obr. 49 – a) Propojení prutových prvků a 3D modelu; b) Detail kontaktu „Beam to Shell“

Díky tomuto propojení různých typů konečných prvků – BEAM 189 a SHELL 43 – bylo možné zadávat okrajové podmínky (podpory a zatížení) přímo na model příhradového rámu (Obr. 50). Chování sledovaného styčnicku tak bylo vyvozeno vzájemným působením jednotlivých prvků konstrukce, což je blízké skutečnému chování, a nebylo tedy zapotřebí hledat vhodné okrajové podmínky pro samostatný detail (jako například v [28], [40]). Síly, kterými byl příhradový rám zatěžován, vycházely z kritické kombinace předpokládaných zatěžovacích stavů.



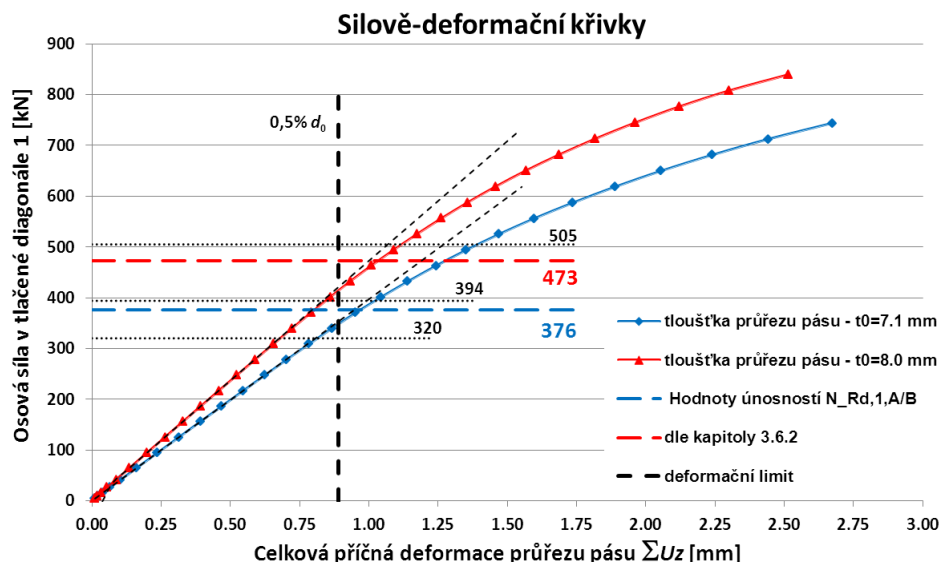
Obr. 50 – Schéma zadaných okrajových podmínek – podpory, zatížení

## 2.6.4 Vyhodnocení výsledků

Řešeny byly dva numerické modely, které se lišily pouze navrženou tloušťkou průřezu pásu styčnicku rámového rohu ( $t_{0,A} = 7,1 \text{ mm}$  a  $t_{0,B} = 8 \text{ mm}$ ). Na modelech byla sledována závislost příčné deformace profilu pásu na síle v tlačené diagonále 1 (nejvíce namáhaný prut ve styčnicku) – Obr. 51. Průběh těchto silově-deformačních křivek byl porovnáván s únosnostmi určenými analyticky dle kapitoly 2.6.2 a s deformačním limitem  $0,5\%d_0$  (kde  $d_0$  je průměr profilu pásu). Tento limit odpovídá mezi použitelnosti styčnicku, jeho hodnota byla stanovena na základě principů, které byly použity např. v [25], [29], [48]. V uvedené literatuře byly řešeny styčnicku namáhané pouze z jedné strany pásového prutu, proto nebyla pro řešený styčnick, který byl namáhaný z obou protilehlých stran pásového

prutu, uvažována stejná hodnota deformačního limitu. Tento limit byl vzhledem ke geometrii a způsobu namáhání styčnicku stanoven poloviční.

Na základě tohoto deformačního limitu byly z numerických modelů stanoveny hodnoty reálných elastických únosností styčnicků –  $N_{Rd,1,A,def} = 350 \text{ kN}$  (pro tloušťku  $t_{0,A} = 7,1 \text{ mm}$ ), resp.  $N_{Rd,1,B,def} = 415 \text{ kN}$  (pro tloušťku  $t_{0,B} = 8,0 \text{ mm}$ ). Tyto hodnoty odpovídají průniku silově-deformačních křivek na Obr. 51 s deformačním limitem.

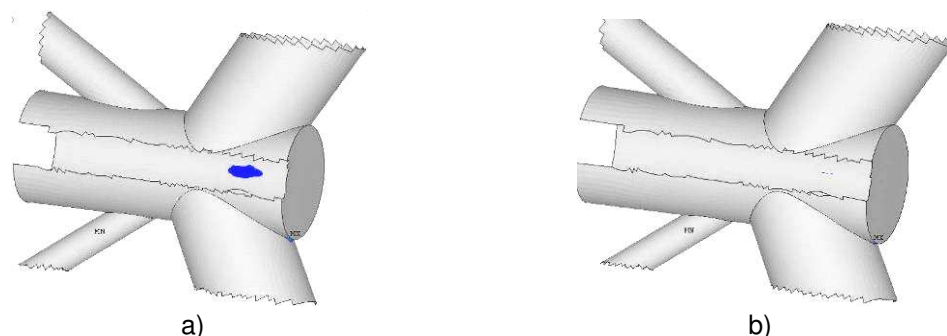


Obr. 51 – Silově-deformační křivky pro různé tloušťky průřezu pásu s vyznačením hodnot deformačního limitu  $0,5\% d_0$  a s hodnotami únosností  $N_{Rd,1,A/B}$  dle kapitoly 2.6.2

Na Obr. 52 až Obr. 54 lze sledovat rozvoj napětí za mezí kluzu (oblasti plastizace jsou vykresleny barevně) ve třech krocích (vyznačeny v grafu na Obr. 51) – síla v tlačené diagonále 1 nabývá hodnot 320 kN, 394 kN a 505 kN. Tyto kroky představují body před a po dosažení deformačního limitu:

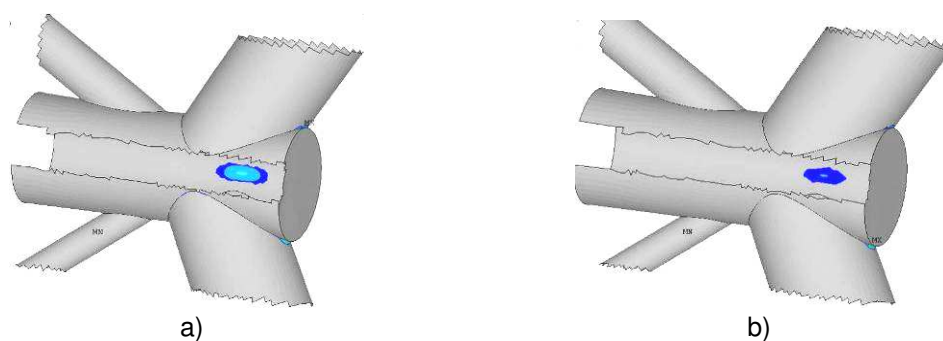
- 320 kN – styčník s hodnotou  $t_{0,A} = 7,1 \text{ mm}$  před dosažením def. limitu;
- 394 kN – styčník s hodnotou  $t_{0,B} = 8 \text{ mm}$  před dosažením deformačního limitu;
- 505 kN – oba styčníky jsou za hranicí deformačního limitu.

V Tabulka 6 jsou zaznamenány hodnoty příčných deformací ( $U_z$ ) průřezu pásu (dle Obr. 55) ve výše uvedených krocích.

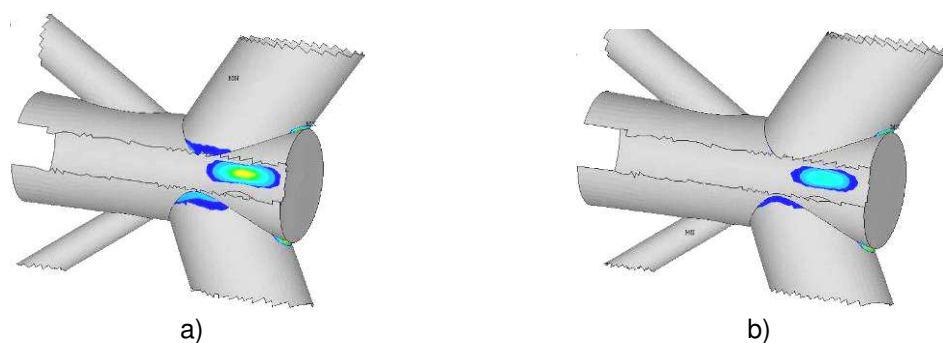


Obr. 52 – Rozvoj napětí (von Mises) za mezí kluzu při síle **320 kN** v tlačené diagonále 1  
a) tloušťka pásu 7,1 mm; b) tloušťka pásu 8,0 mm

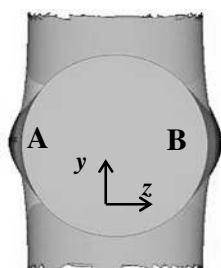




Obr. 53 – Rozvoj napětí (von Mises) za mezí kluzu při síle **394 kN** v tlačené diagonále 1  
a) tloušťka pásu 7,1 mm; b) tloušťka pásu 8,0 mm



Obr. 54 – Rozvoj napětí (von Mises) za mezí kluzu při síle **505 kN** v tlačené diagonále 1  
a) tloušťka pásu 7,1 mm; b) tloušťka pásu 8,0 mm



Obr. 55 – Příčná deformace průřezu pásu (zvětšené měřítko)

Tabulka 6 – Hodnoty příčných deformací průřezu pásu (viz Obr. 55)

$t_0$ [mm]	$N_1$ [kN]		$U_z$ [mm]	$\Sigma U_z $ [mm]
7,1	320	A	-0,404	0,814
		B	+0,410	
	394	A	-0,508	1,022
		B	+0,514	
	505	A	-0,694	1,394
		B	+0,700	
8,0	320	A	-0,338	0,681
		B	+0,343	
	394	A	-0,421	0,846
		B	+0,425	
	505	A	-0,559	1,112
		B	+0,561	

### 2.6.5 Závěry

Byl vytvořen funkční numerický model 3D detailu styčnicku, jehož chování bylo díky kontaktním prvkům (CONTA 175 a TARGE 170) odvozeno z chování konstrukce jako celku, což odpovídá skutečnému působení. Způsob deformace styčnicku a rozvoj plastických napětí odpovídá předpokládanému způsobu porušení, tedy *porušení stěny pásu*. Ze silové deformačních křivek na Obr. 51 je patrné, při jakém zatížení (síle v tlačené diagonále 1) začaly jednotlivé modely styčnicků plastizovat, tedy kdy se křivky odklánějí od lineární větve. Tyto hodnoty jsou téměř shodné s hodnotami zatížení pro deformační limit  $0,5\%d_0$ .

Z analytického posouzení podle publikace [44] je zřejmé, že ne příliš významnou změnou tloušťky stěny pásu (navýšení průřezové plochy pásu o 12%) lze dosáhnout významné změny v únosnosti styčnicku (navýšení o 25%). Použitá analytická metoda není nová (rok vydání publikace – 2008), avšak není zavedena v normě a v praxi není rozšířená. Získané výsledky jsou v dobré shodě s výsledky z MKP modelu, jehož výhodou je především získání přesnější představy o celkovém chování styčnicku. V praxi je ale lépe využitelná metoda analytická, hlavně kvůli časové náročnosti numerických modelů a vysokým nárokům na znalost softwaru.

Nesoulad mezi hodnotami únosností vypočítaných na základě numerického a analytického modelu byl asi 10%. Tento rozdíl mohl být způsoben komplexností MKP modelu (např. vliv přídatných momentů ve styčnicku, které jsou způsobeny polotuhým spojením jednotlivých prvků). Rovněž je sporné, zda je mez prvního zplastizování ve styčnicku rozhodující pro jeho celkovou únosnost. Nicméně bylo potvrzeno, že doporučený deformační limit je dobrou aproximací počátku nelineárního chování spoje.

### 3 ŠROUBOVANÉ STYČNÍKY S ČELNÍ DESKOU

Při navrhování styčníků s čelními deskami je třeba vzít v úvahu navýšení síly ve šroubech vlivem páčení, které je vyvoláno deformací čelní desky [24], [47]. Při předdimenzování tloušťky čelní desky se páčení neprojeví a únosnost styčnicku závisí pouze na porušení šroubů. Páčení se dle zavedených norem převádí na posouzení náhradního T profilu.

#### 3.1 Náhradní T profil

Princip návrhu je založen na plastickém chování příruby T profilu a šroubů a na předpokladu, že plastifikace je dostatečná k tomu, aby umožnila uvažování nejvýhodnější statické rovnováhy. Dále se předpokládá, že k plastickým deformacím v přírubách a/nebo ve šroubech dojde ještě před porušením samotné konstrukce.

U T profilu mohou nastat následující způsoby porušení [42] (Obr. 56):

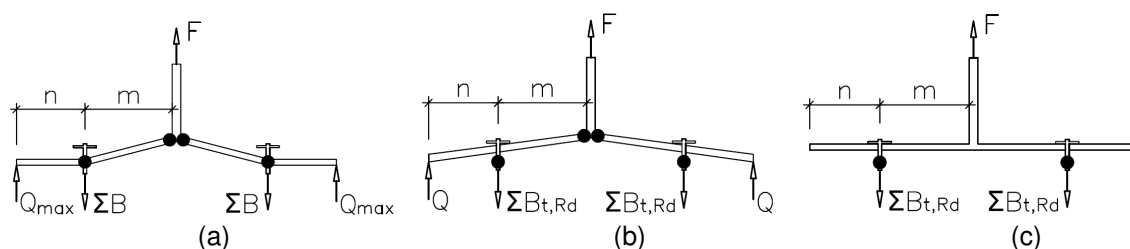
- Vytvoření čtyř plastických kloubů, kdy páčící síla  $Q$  nabývá maximální hodnoty a rozhodující je zde plastifikace příruby.
- Vytvoření dvou plastických kloubů, kdy páčící síla  $Q$  nabývá hodnot mezi 0 a maximem.
- Porušení šroubů, kdy vlivem tuhosti příruby nedojde ke vzniku páčící síly ( $Q = 0$ ).

Rozložení posouvajících sil a ohybových momentů na T profilu při jednotlivých módech porušení je patrné z Obr. 57, kde:

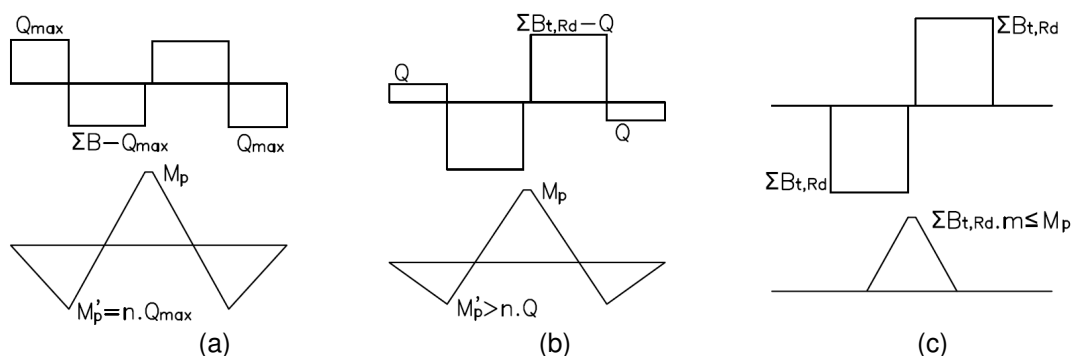
$F$	–	tahová síla působící na T profil
$\Sigma B$	–	celková síla ve šroubech
$\Sigma B_{t,Rd}$	–	celková únosnost šroubů v tahu
$Q$	–	páčící síla mezi přírubami, jejíž působení se předpokládá na konci úseku $n$
$M_p$	–	plastický moment způsobující plastický kloub v oblasti taženého pásu
$M_p'$	–	plastický moment způsobující plastický kloub v linii šroubů

$$M_p = M_p' = W_{pl} \cdot f_y = \frac{1}{4} L_{eff} \cdot t^2 \cdot f_y \quad (21)$$

$t$	–	tloušťka čelní desky
$L_{eff}$	–	šířka čelní desky T profilu, odpovídá délce plastického kloubu



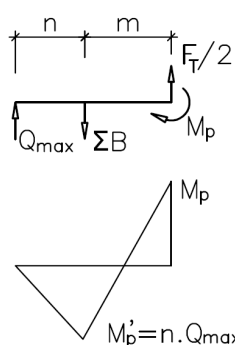
Obr. 56 – Způsoby porušení T profilu: a) porušení desky;  
b) porušení desky a šroubů; c) porušení šroubů



Obr. 57 – Rozložení posouvajících sil, resp. ohybových momentů na T profilu při:  
a) porušení desky; b) porušení desky a šroubů; c) porušení šroubů

### 3.1.1 Porušení T profilu vlivem porušení desky

Páčící síla  $Q$  dosahuje maximální hodnoty, jelikož dojde k vytvoření plastického kloubu v oblasti linie šroubů. V tomto případě nedochází k porušení šroubů a hodnota síly  $\Sigma B$  odpovídá síle ve šroubech bezprostředně před vytvořením plastického kloubu v linii šroubů [50]. Rozložení sil a ohybových momentů na polovině T profilu (z důvodu symetrie) je na Obr. 58, kde  $F_T$  je tahová únosnost spoje.



Obr. 58 – Rozložení sil a ohybových momentů na polovině T profilu při porušení čelní desky

Ze silové a momentové podmínky rovnováhy vyplývá, že:

$$\frac{F_T}{2} = \Sigma B - Q \quad \text{a současně} \quad \frac{F_T}{2} \cdot m - Q \cdot n = M_p$$

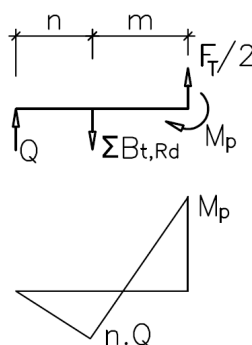
Za předpokladu, že  $Q \cdot n = M_p'$ , změni výraz pro stanovení únosnosti spoje:

$$\frac{F_T}{2} \cdot m = M_p + M_p' \quad (22)$$

Z uvedeného vyplývá, že zvětšováním průměru šroubů lze dosáhnout vyšší tahové únosnosti šroubů (hodnoty  $\Sigma B_{t,Rd}$ ), což ovšem u tohoto způsobu porušení neznamena zvýšení tahové únosnosti styčnicku  $F_T$ .

### 3.1.2 Porušení T profilu vlivem porušení desky a šroubů

Při tomto způsobu porušení dojde ke vzniku dvou plastických kloubů v desce a současně se ve šroubech předpokládá napětí na mezi plasticity. Plastické klouby v oblasti taženého pásu se vytvoří předtím, než je dosažena únosnost šroubů v tahu, čímž dojde ke vzniku páčící síly  $Q$  na konci úseku  $n$  (Obr. 59), což vede ke snížení celkové tahové únosnosti spoje  $F_T$ . V linii šroubů se nevytvoří žádný plastický kloub, případně se tento kloub vytvoří současně s porušením šroubů.



Obr. 59 – Rozložení sil a ohybových momentů na polovině T profilu při porušení čelní desky a šroubů

Kombinací silové a momentové podmínky rovnováhy –

$$\frac{F_T}{2} = \Sigma B_{t,Rd} - Q \quad (23)$$

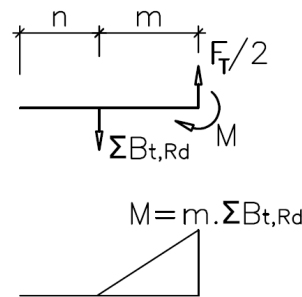
$$\frac{F_T}{2} \cdot m - Q \cdot n = M_p \quad (24)$$

Lze získat výraz vyjadřující únosnost spoje pro tento způsob porušení:

$$\frac{F_T}{2} \cdot m - (\Sigma B_{t,Rd} - \frac{F_T}{2}) \cdot n = M_p \quad (25)$$

### 3.1.3 Porušení T profilu vlivem porušení šroubů

Pokud je příruba ve srovnání s tuhostí šroubů masivní, nedojde ke vzniku plastického kloubu v oblasti taženého pásu, případně tento kloub vznikne současně s porušením šroubů. Nedojde tedy ke vzniku páčící síly ( $Q = 0$ ), Obr. 60.



Obr. 60 – Rozložení sil a ohybových momentů na polovině T profilu při porušení šroubů

Při tomto porušení tedy platí, že:

$$\frac{F_T}{2} \cdot m \leq M_p, \quad (26)$$

z čehož vyplývá:

$$\frac{F_T}{2} = \sum B_{t,Rd} \quad (27)$$

### 3.1.4 Shrnutí

Z výše uvedeného vyplývá, že při konstantní hodnotě únosnosti spoje  $F_T$  a rostoucím páčením  $Q$  je nutné, aby se navýšila únosnost šroubů v tahu  $\sum B_{t,Rd}$  (nutný větší průměr šroubu), jelikož platí:  $\sum B_{t,Rd} = F_T/2 + Q$ . Následkem toho se může snížit tloušťka příruby. Platí obecný vztah:

$$\frac{F_T}{2} \cdot m - Q \cdot n = M_p = \frac{1}{4} L_{eff} \cdot t^2 \cdot f_y \quad (28)$$

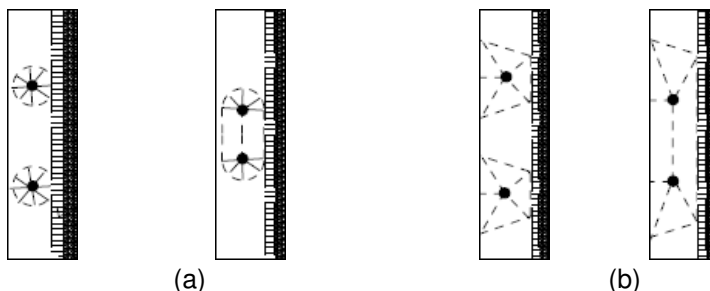
Jestliže je hodnota páčení  $Q = 0$ , pak  $F_T/2 = \sum B_{t,Rd}$  a tloušťka příruby se řídí vztahem  $\frac{F_T}{2} \cdot m = M_p$ . Tato rovnice dává minimální přípustnou hodnotu tloušťky čelní desky při použití nejmenších šroubů při daném zatížení  $F$ .

Jestliže se uvažuje maximální páčení, tedy  $Q = Q_{\max} = \frac{M'_p}{n}$ , pak  $\frac{F_T}{2} \cdot m = M_p + M'_p = 2 \cdot \left( \frac{1}{4} L_{eff} \cdot t^2 \cdot f_y \right)$ , což udává minimální požadovanou tloušťku čelní desky pro dané zatížení  $F$  při použití největšího průměru šroubů.

Rozhodujícím faktorem pro celkovou únosnost styčníku jsou deformace bezprostředně předcházející poruše.

### 3.1.5 Účinná délka náhradního T profilu

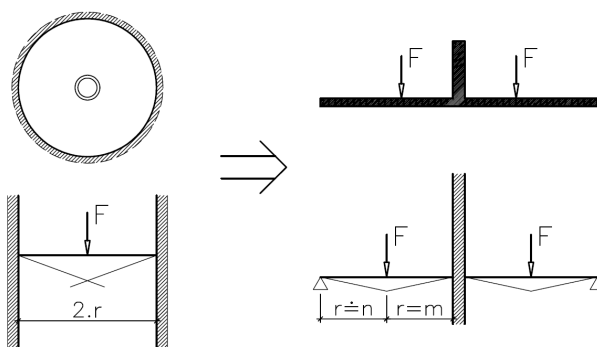
Účinná délka náhradního T profilu  $L_{eff}$  se určuje metodou liniových kloubů a závisí na tvaru porušení (kruhové / jiné) – Obr. 61. Při větším počtu možných tvarů porušení se ve výpočtu uvažuje nejmenší hodnota účinné délky [41]. Avšak při kruhovém porušení nemůže nastat způsob porušení náhradního T profilu porušením desky a šroubů, proto se do výpočtu únosnosti styčnicku pro tento typ porušení musí uvažovat pouze účinná délka pro jiné tvary porušení.



Obr. 61 – Příklady tvarů porušení (převzato z [41]):  
a) kruhová porušení jednoho šroubu, resp. skupiny šroubů;  
b) jiná porušení jednoho šroubu, resp. skupiny šroubů

#### Účinná délka pro kruhové porušení

Pro kruhové porušení se účinná délka náhradního T profilu určí jako délka poloviny T profilu, který má stejnou únosnost jako kruhová deska vetknutá po obvodě zatížená uprostřed silou  $F$  [41] (Obr. 62).



Obr. 62 – Převedení kruhové desky po obvodě vetknuté na náhradní T profil

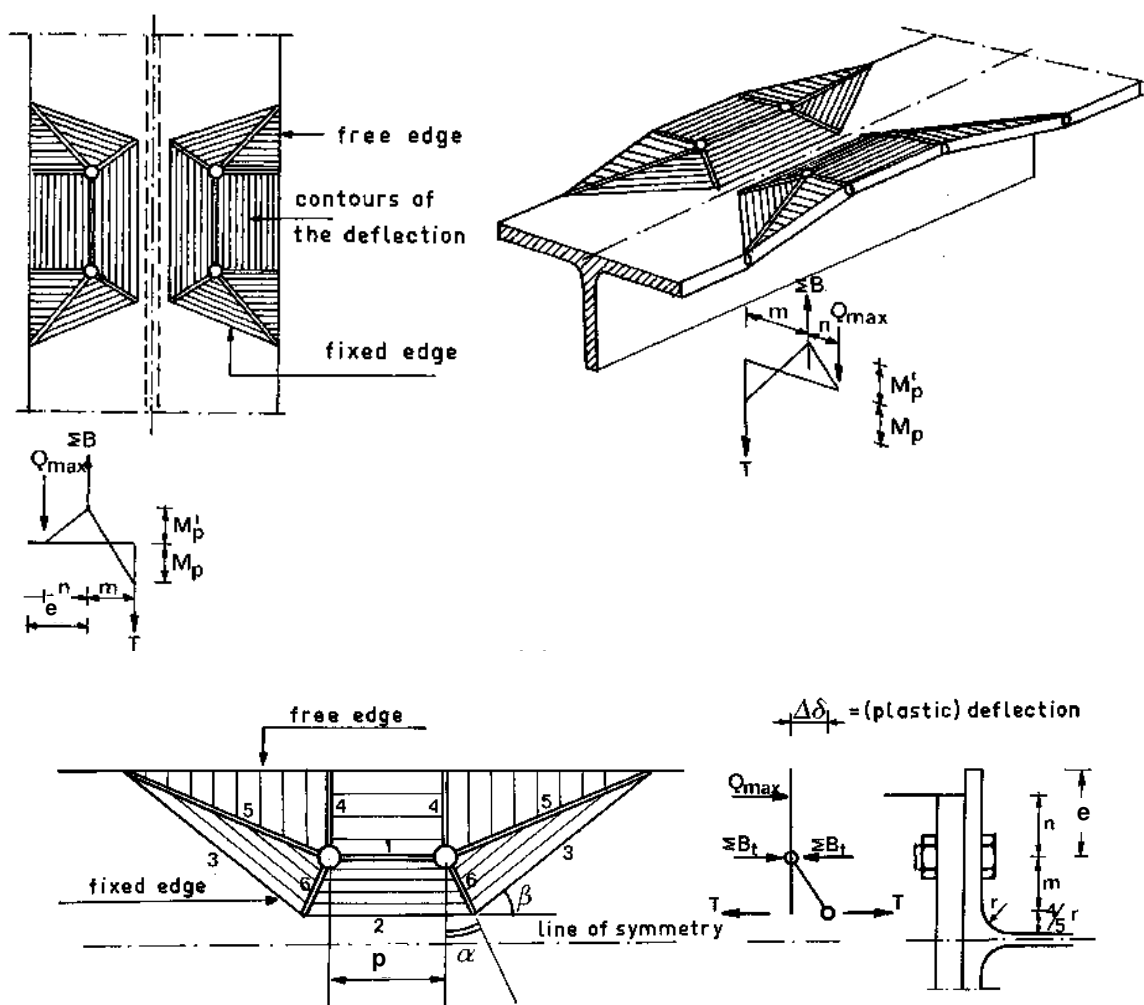
Z principu virtuálních prací lze účinnou délku náhradního T profilu při kruhovém porušení za předpokladu, že  $m = r \cong n$ , vyjádřit jako:

$$L_{eff} = 2\pi \cdot m \quad (29)$$

### Účinná délka pro jiné tvary porušení

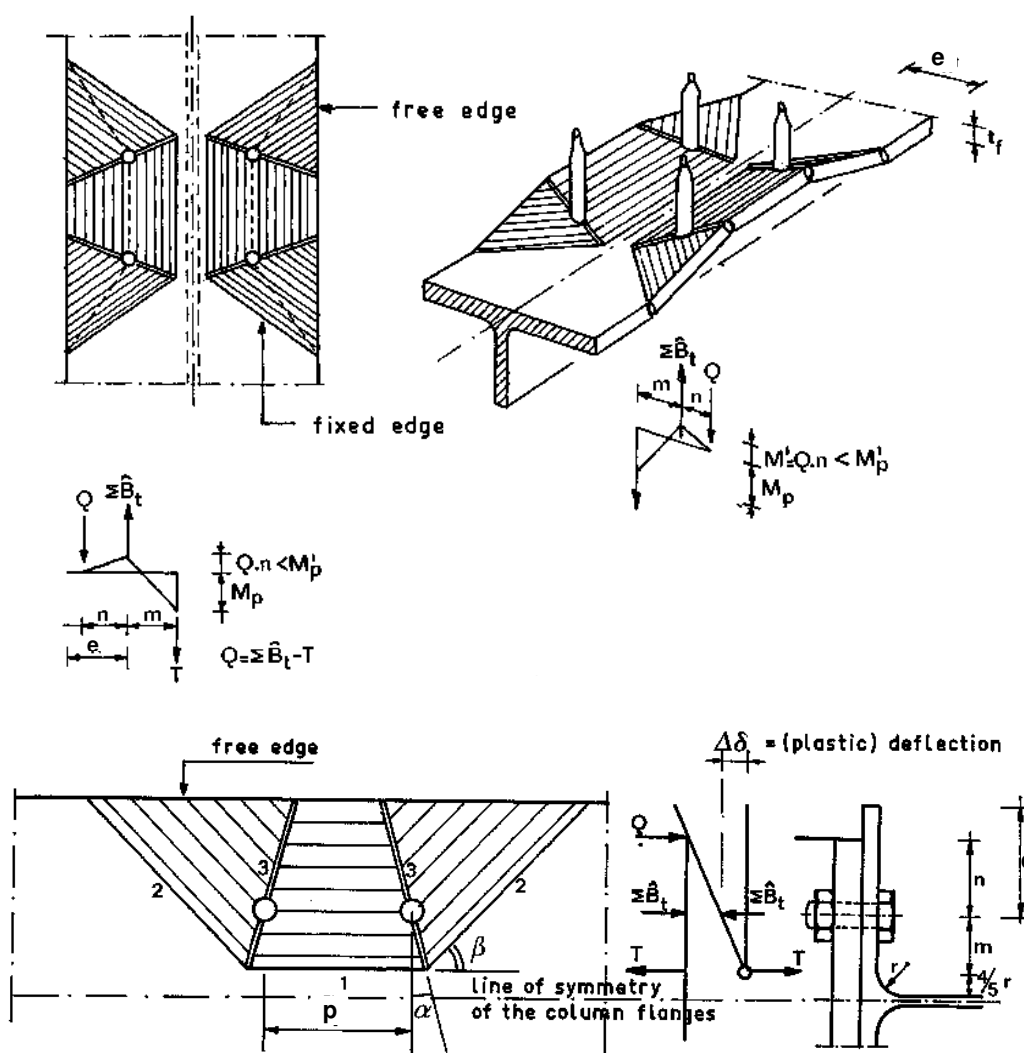
Základní odvození účinné délky náhradního T profilu uvedl Zoetemeijer v publikaci [50] na základě teorie plastických liniových kloubů. Odvození bylo provedeno pro pásnici sloupu, ale princip je stejný i pro obecnou čelní desku T profilu.

Uvažovány jsou pouze první dva případy porušení (čelní desky, čelní desky a šroubů) – Obr. 63 a Obr. 64, jelikož u třetího typu porušení (pouze šroubů) se nepředpokládá vznik plastických kloubů v desce.



Obr. 63 – Tvar porušení při porušení pásnice (převzato z [50])





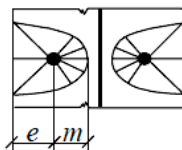
Obr. 64 – Tvar porušení při porušení pásnice a šroubů (převzato z [50])

Na základě principu virtuálních prací byly stanoveny výrazy pro výpočet účinné délky pásnice T profilu při jednotlivých typech porušení. Dále zohledněním účinků páčící síly  $Q$  byla stanovena jednotná účinná délka náhradního T profilu pro jiný, než kruhový tvar porušení:

$$L_{eff} = p + 4 \cdot m + 1,25 \cdot e \quad (30)$$

Pro samostatný šroub na okraji desky (Obr. 65) se výraz zjednoduší:

$$L_{eff} = 4 \cdot m + 1,25 \cdot e \quad (31)$$



Obr. 65 – Samostatný šroub na okraji čelní desky při jiném tvaru porušení (převzato z [41])

### Další účinné délky náhradního T profilu

Později byly odvozeny další vztahy pro výpočet účinné délky náhradního T profilu v závislosti na poloze namáhaných šroubů:

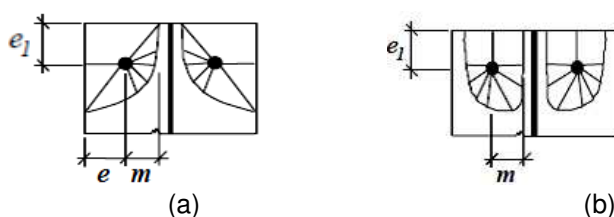
- Pro šrouby na konci pásnice (Obr. 66):

- a) jiný tvar porušení

$$L_{eff} = 2 \cdot m + 0,625 \cdot e + e_1 \quad (32)$$

- b) kruhové porušení

$$L_{eff} = \pi \cdot m + 2 \cdot e_1 \quad (33)$$



Obr. 66 – Šrouby na konci pásnice a) jiný tvar porušení; b) kruhové porušení (převzato z [41])

- Pro šrouby na konci čelní desky (Obr. 67):

- a) kruhové porušení

$$L_{eff} = 2\pi \cdot m_x \quad (34)$$

- b) jiné porušení jednotlivých šroubů

$$L_{eff} = 4 \cdot m_x + 1,25 \cdot e_x \quad (35)$$

- c) porušení v rohu desky

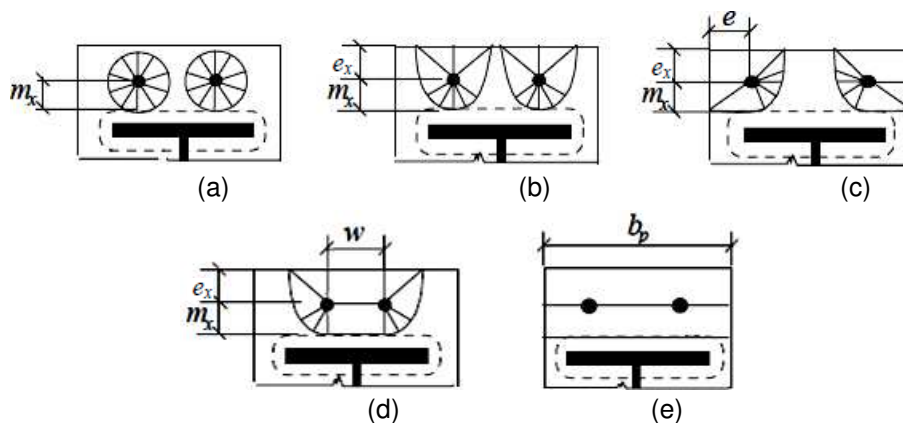
$$L_{eff} = 2 \cdot m_x + 0,625 \cdot e_x + e \quad (36)$$

- d) porušení skupiny šroubů

$$L_{eff} = 2 \cdot m_x + 0,625 \cdot e_x + w/2 \quad (37)$$

- e) ohyb desky jako celku

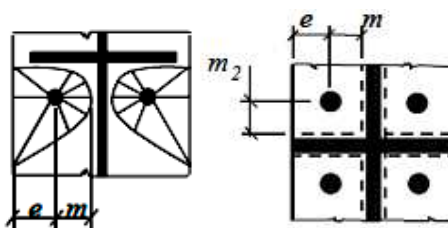
$$L_{eff} = b_p / 2 \quad (38)$$



Obr. 67 – Tvary porušení šroubů na konci čelní desky (převzato z [41])

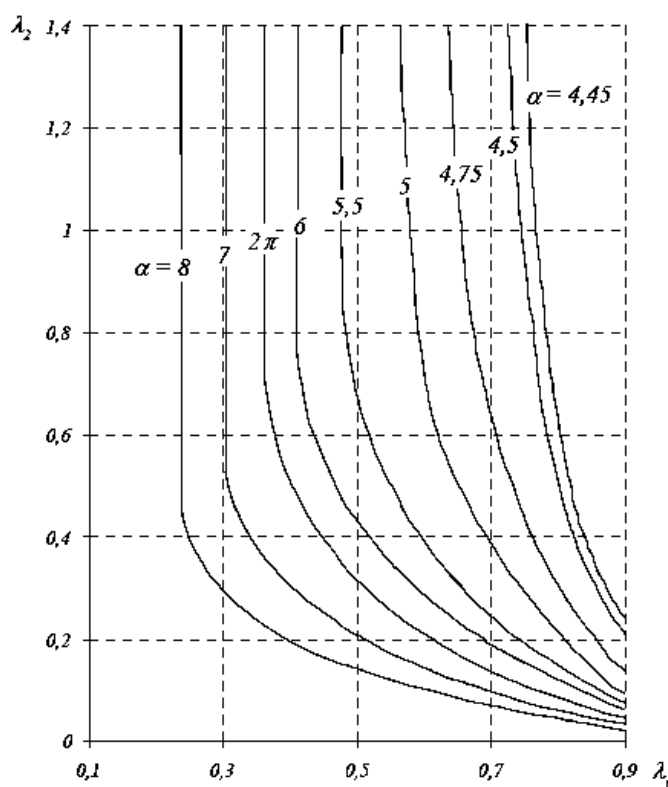
- Pro šrouby u výztuhy pásnice sloupu, resp. na čelní desce pod pásnicí nosníku při porušení šroubu samostatně (Obr. 68):

$$L_{eff} = \alpha \cdot m \quad (39)$$



Obr. 68 – Šrouby u výztuhy (převzato z [41])

Součinitel  $\alpha$  se stanovuje z grafu (Obr. 69) v závislosti na poloze šroubu vzhledem k taženému pásu a vzhledem k výztuze (Obr. 68) – poměry  $\lambda_1$ ,  $\lambda_2$ . Hodnoty součinitele byly zjištěny na základě analýzy experimentů za použití metody liniových kloubů a následnou teoretickou aproximací. První výpočty [51] uvažovaly šroub jako osamělé břemeno, později byly hodnoty součinitele upraveny s ohledem na skutečnou velikost šroubu.



$$\lambda_1 = \frac{m}{m+e}$$

$$\lambda_2 = \frac{m_2}{m+e}$$

Obr. 69 – Grafy pro stanovení součinitele  $\alpha$  (převzato z [41])

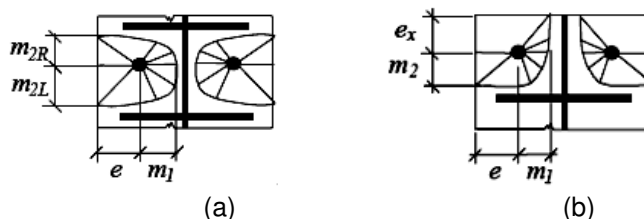
- Pro šrouby mezi dvěma výztuhami (Obr. 70 a):

$$L_{eff} = \alpha_R \cdot m_1 + \alpha_L \cdot m_1 - (4 \cdot m_1 + 1,25 \cdot e) \quad (40)$$

kde  $\alpha_R$ , resp.  $\alpha_L$  odpovídají součiniteli  $\alpha$  pro vzdálenosti  $m_R$ , resp.  $m_L$  (dle Obr. 70 a).

- Pro šrouby mezi výztuhou a koncem pásnice (Obr. 70 b):

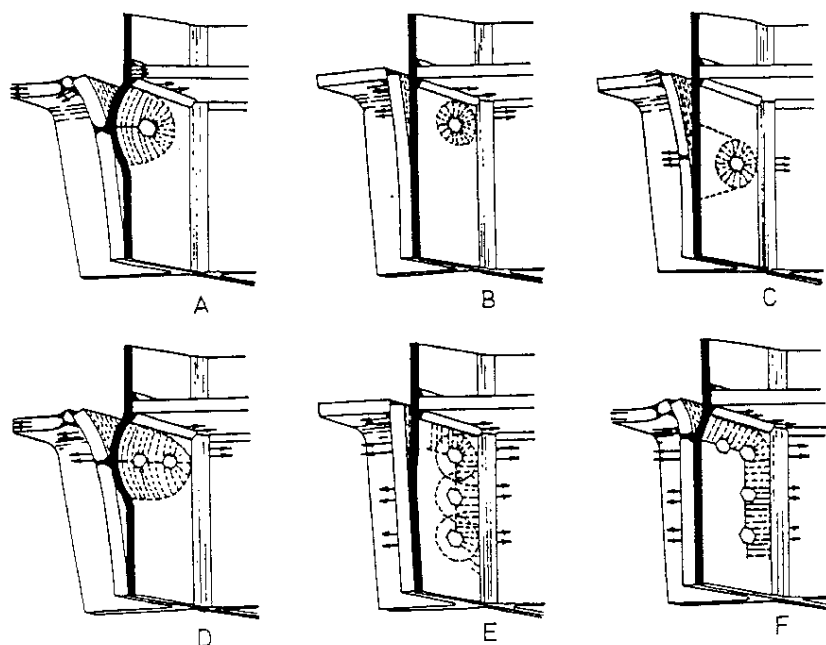
$$L_{eff} = \alpha \cdot m_1 - (2 \cdot m_1 + 0,625 \cdot e) + e_x \quad (41)$$



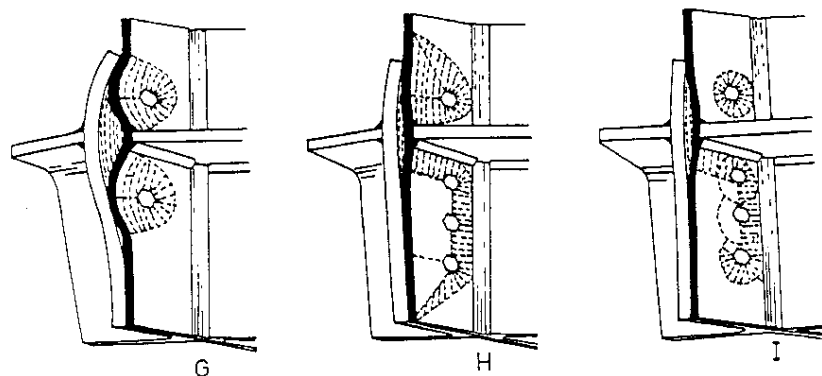
Obr. 70 – Tvary porušení šroubů a) mezi dvěma výztuhami;  
b) mezi výztuhou a koncem desky (převzato z [41])

#### Rozdělení sil ve skupině šroubů:

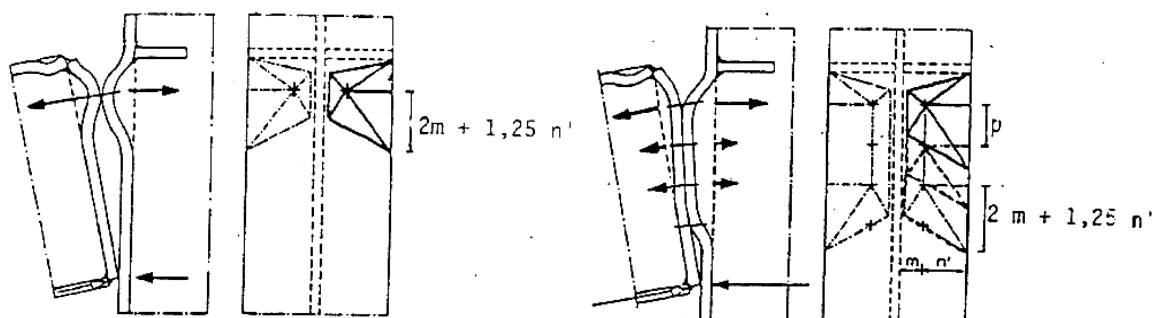
Účinek přidanych šroubů na únosnost spoje závisí na tvaru porušení kolem prvního šroubu (Obr. 71). Plastické klouby se vytváří nejprve kolem šroubu, který je umístěn nejbližší taženému pásu a pokud je ve spoji další šroub či šrouby, linie plastických kloubů se k nim rozšíří (Obr. 72). Síla v prvním šroubu však zůstává stejná, jako pro původní tvar porušení samostatného šroubu. Nejprve je tedy třeba stanovit návrhovou únosnost čelní desky s jednou řadou šroubů a následně pak zohlednit účinek přidanych šroubů. Přidáním druhého šroubu nemusí dojít k žádné změně (např. Obr. 71 D – druhý šroub je umístěn podél plastického kloubu, který se vytvořil kolem prvního šroubu), ale může vést také ke změně způsobu porušení celého spoje.



Obr. 71 – Příklady účinků přidanych šroubů ve spoji (převzato z [51])

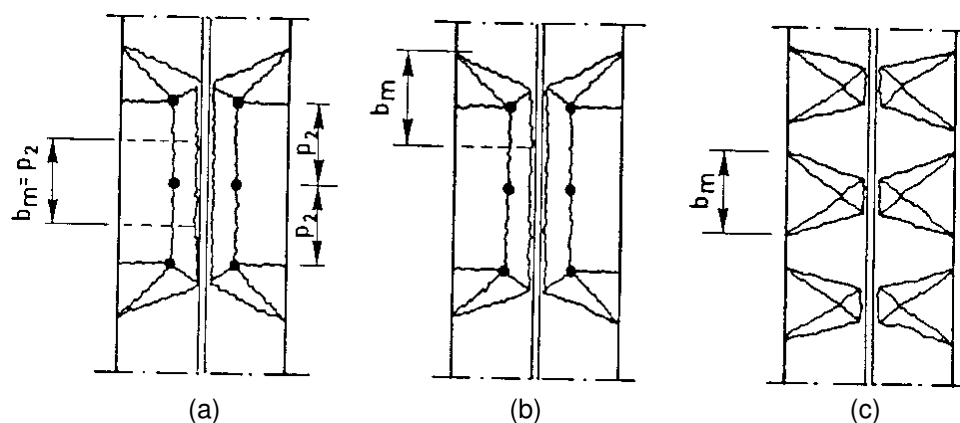


Obr. 71 – Příkladů účinků přidání šroubů ve spoji – pokračování (převzato z [51])



Obr. 72 – Rozšíření linií plastických kloubů k přidáním šroubům ve spoji (převzato z [51])

Počet skupin šroubů, které se zahrnou do výpočtu, odpovídá počtu řad šroubů v tažené oblasti spoje. Návrhová únosnost čelní desky, či pásnice pak závisí na účinné délce skupiny šroubů (např. Obr. 73), která je rovna součtu účinných délek pro jednotlivé šrouby ve skupině. Na tvaru porušení závisí pouze účinná délka prvního šroubu, jelikož v důsledku přidání řady se může linie plastického kloubu první řady rozšířit, a to o hodnotu vzdálenosti mezi šrouby (Obr. 73 a, b) a účinná délka pro přidání šrouby je tak vždy rovna vzdálenosti mezi řadami šroubů. Pokud jsou však rozteče řad šroubů větší, než účinná délka samostatného šroubu, k rozšíření linie plastického kloubu nedojde a v okolí každého šroubu ve skupině se rozvine samostatná linie plastického kloubu – Obr. 73 c). Celková účinná délka skupiny šroubů však nesmí nikdy překročit celkovou délku svaru podél tažené části.



Obr. 73 – Účinné délky pro skupinu šroubů (převzato z [51])

Síla, kterou šroub může ve spoji přenést je rovna menší z hodnot únosností stanovené pro pásnici sloupu se šroubem, resp. pro čelní desku se šroubem. Dále musí být splněna podmínka rovnováhy sil na tažené a tlačené straně styčníku. Pokud je tedy součet únosností komponent na tažené straně styčníku větší, než na tlačené straně spoje, měla by být únosnost na tažené straně redukována až k dosažení rovnováhy.

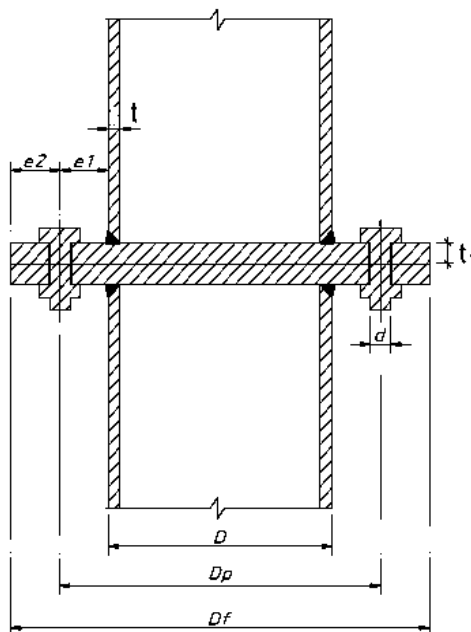
### 3.2 Spoje kruhových dutých profilů čelní deskou

Tento typ spoje patří k těm, pro které Eurokód neuvádí návrhový postup pro výpočet únosnosti, což přináší komplikace při řešení spojů kruhových dutých profilů s kruhovými čelními deskami v praxi.

Jelikož jsou ale v praxi kruhové duté profily často využívány pro různé typy konstrukcí a šroubové spoje s kruhovými čelními deskami se v těchto konstrukcích často vyskytují, byl tento typ spoje předmětem mnoha výzkumů, např. [13], [21], [22]. Tyto výzkumy rozvíjely návrhové modely na základě experimentů, analytických a/nebo numerických metod a přinesly tak několik různých postupů pro navrhování takovýchto spojů. Ačkoliv lze pozorovat výrazné rozdíly mezi výsledky těchto jednotlivých metod.

#### 3.2.1 Současné metody stanovení únosnosti spoje s kruhovou deskou

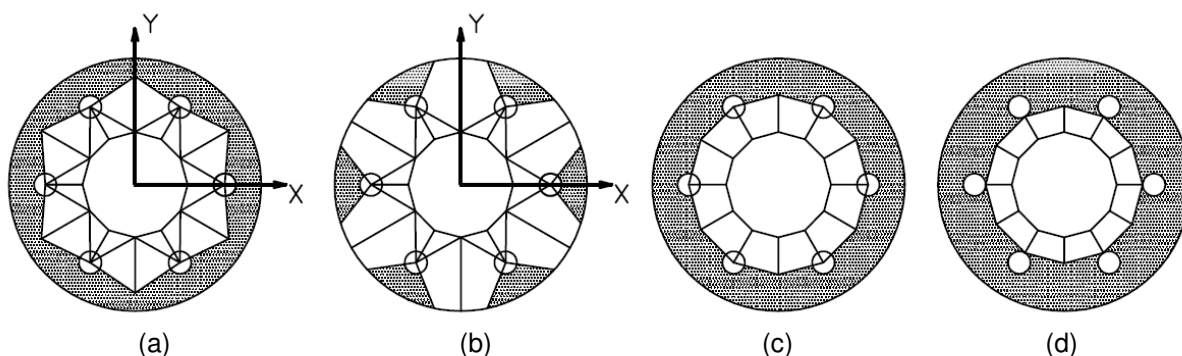
Pro účely srovnání jednotlivých metod nebyly ve vztazích uvažovány součinitele bezpečnosti. Geometrie uvažovaného spoje je patrná z Obr. 74.



Obr. 74 – Geometrické parametry styčníku dutých profilů s kruhovou čelní deskou (převzato z [18])

### Teorie liniových plastických kloubů

Jedny z prvních výzkumů styčníků kruhových dutých profilů s kruhovými čelními deskami prováděli v rámci výzkumných programů CIDECT Kato a Hirose [22]. Na základě provedených testů a následné teoretické analýzy, která vycházela z teorie liniových plastických kloubů (Obr. 75), navrhli vztahy pro stanovení únosnosti spojů s kruhovými čelními deskami.



Obr. 75 – Linie plastických kloubů na kruhových čelních deskách [22]  
(vyšrafované oblasti odpovídají místům kontaktu čelních desek,  
kde se předpokládá vznik páčících sil)

### Igarashiho metoda

Použitím mezní analýzy pro čelní desky navrhl Igarashi vztah pro stanovení minimální požadované tloušťky čelní desky a počtu šroubů [20]. Z těchto rovnic pak lze ze zadaných geometrických a materiálových charakteristik spoje stanovit jeho únosnost. Tento postup byl uveden také v publikaci CIDECT [44].

$$t_f \geq \sqrt{\frac{2T}{f_{y,f} \cdot \pi \cdot k_2}} \quad (42)$$

$$B_u \geq T \cdot \left[ 1 - \frac{1}{k_2} + \frac{1}{k_2 \cdot \ln(D_f / D_p)} \right]$$

kde:

- $T$  – vnější tahová síla
- $f_{y,f}$  – mez kluzu čelní desky
- $B_u$  – únosnost všech šroubů v tahu
- $k_2$  – součinitel geometrie spoje:

$$k_2 = \frac{1}{2k_1} \left[ 2 + k_1 + \sqrt{k_1^2 + 4} \right]; \quad (43)$$

$$k_1 = \ln \frac{D_p}{D - t}$$

### Metoda Cao a Bella

Cao a Bell [4], [5] použili model, který předpokládá lineárně pružné chování materiálu a rovnoměrné rozložení páčících sil a sil ve šroubech podél okrajů čelní desky, resp. v místě roztečí šroubů. Na základě těchto předpokladů byly vypracovány analytické vztahy pro šroubové spoje a pro praktické použití byly sestaveny také tabulky a grafy.

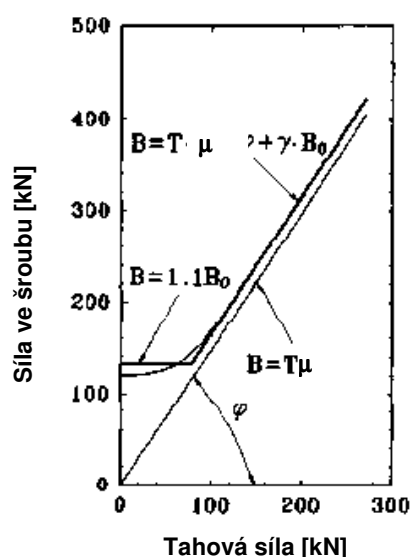
Nejprve se předpokládá, že celková síla ve šroubech ( $B$ ) se mění lineárně s vnášeným tahovým zatížením ( $T$ ) po dvou přímkách:

$$\begin{aligned} B &= 1,1 \cdot B_0 & (B \leq 1,1 \cdot B_0) \\ B &= \mu \cdot T + 0,1 \cdot B_0 & (B > 1,1 \cdot B_0) \end{aligned} \quad (44)$$

kde:

$B_0$  – celkové předpětí ve šroubech

$\mu$  – parametr udávající sklon křivky (Obr. 76), která vyjadřuje vztah mezi silami  $B$  a  $T$ . Hodnota parametru závisí na geometrii spoje (podrobnosti viz [4], [5]).



Obr. 76 – Závislost mezi silou ve šroubu a vnášenou tahovou silou (převzato z [4])

Následně lze stanovit ohybový moment v čelní desce v místě paty svaru a v místě šroubu:

$$\begin{aligned} M_{ri} &= \frac{-T}{8\pi} \left[ (1-\nu) \frac{D_f^2 - (D-t)^2 - (D_f^2 - D_p^2)\mu}{D_f^2} + 2(1+\nu) \left( \ln \frac{D_f}{D-t} - \mu \ln \frac{D_f}{D_p} \right) \right] \\ M_{rp} &= \frac{T}{8\pi} \left[ (1-\nu) \frac{D_f^2 - D_p^2}{D_f^2} \left( \mu - \frac{(D-t)^2}{D_p^2} \right) + 2(1+\nu)(\mu-1) \ln \frac{D_f}{D_p} \right] \end{aligned} \quad (45)$$

Výsledná únosnost spoje je pak omezena silou ve šroubech ( $B_u$ ) a ohybovým momentem v desce ( $M_u$ ).



Metoda dle konceptu Eurokódu

Eurokód nedává přímo žádná doporučení pro navrhování šroubových spojů s kruhovými čelními deskami. Avšak s využitím pojetí náhradního T profilu, jak je uveden v Eurokódu 3, části 1-8, rozšířil výzkumný projekt CIDECT z roku 2005 [21] tento koncept také na tyto typy šroubových styčníků.

Na základě tohoto přístupu jsou rozhodující tři způsoby porušení a pro každé porušení byly navrženy vztahy pro stanovení únosnosti styčnicku, což má být minimální hodnota z únosností pro jednotlivé módy porušení.

*Únosnost pro 1. způsob poruchy (tenká deska – plné zplastizování desky):*

$$T_1 = 2\pi \cdot m_p \cdot \left[ 1 + \frac{D + D_p}{2m} \right] \quad (46)$$

kde:

$m_p$  – plastický moment na jednotku délky

$m$  – vzdálenost osy šroubu od paty svaru:  $m = e_1 - 0,8 \cdot \sqrt{2} \cdot a_w$

*Únosnost pro 2. způsob poruchy (střední deska – zplastizování desky + porušení šroubů):*

$$T_2 = \frac{2\pi \cdot m_p + n \cdot B_u}{m + n} \quad (47)$$

kde:

$n$  – vzdálenost páčící síly od osy šroubu

*Únosnost pro 3. způsob poruchy (tlustá deska – porušení šroubů):*

$$T_3 = B_u \quad (48)$$

Couchauxova metoda

V roce 2010 navrhl Couchaux [9] alternativní postup pro navrhování šroubových spojů čelní deskou, který kombinuje Igarashiho model a koncept náhradního T profilu dle Eurokódu. Definoval pět způsobů porušení, které rozhodují o únosnosti spoje, přičemž pouze první tři se vztahují k čelním deskám a šroubům. Módy 4 a 5 souvisí s únosností spojovaných profilů a svarů.

*Únosnost pro 1. způsob poruchy (tenká deska):*

$$T_1 = 2\pi \cdot m_p \cdot \left[ 1 + \frac{2}{k_1} \right],$$

$$\text{ale } T_1 \leq 2\pi \cdot m_p \cdot n_b \cdot \min \left( 2; 1 + \frac{2e'}{\pi \cdot m} \right) \quad (49)$$

kde:

$n_b$  – počet šroubů

$$e' = \sqrt{D_f^2 / 4 - m^2} - D_p / 2 \quad (50)$$

*Únosnost pro 2. způsob poruchy (střední deska):*

$$T_2 = 2\pi \cdot m_p \cdot \left[ 1 + \frac{1}{k_3} \right] + B_u \cdot \left[ 1 - \frac{k_1}{k_3} \right] \quad (51)$$

kde:

$$k_3 = \ln \frac{D_p / 2 + n}{D / 2 - t / 2} \quad (52)$$

*Únosnost pro 3. způsob poruchy (tlustá deska):*

$$T_3 = B_u \quad (53)$$

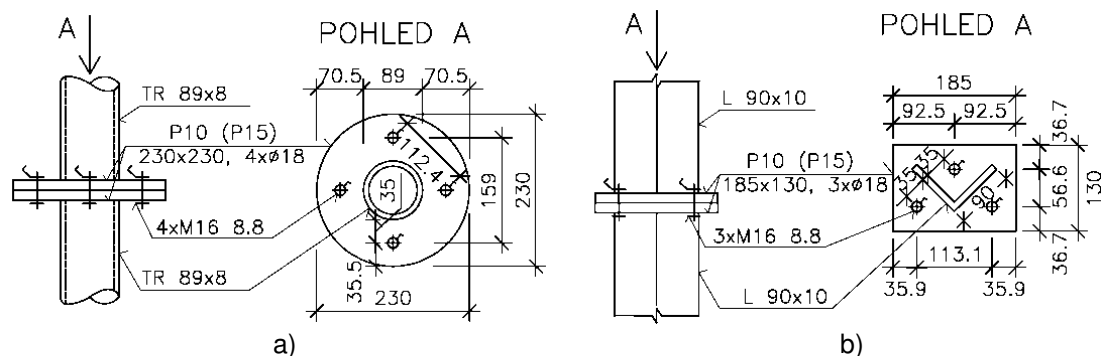
### 3.3 Tahové zkoušky spojů

V rámci výzkumu byly navrženy experimentální zkoušky, které měly sloužit k verifikaci vytvořených numerických modelů, resp. stávajících analytických metod. Byly provedeny experimenty čtyř různých šroubovaných styčníků CHS a L profilů s různými tloušťkami čelních desek. Podrobná geometrie je uvedena v následující kapitole.

V laboratoři FAST (VŠB – TU Ostrava) byly provedeny tahové zkoušky navržených montážních spojů s čelní deskou s cílem dosažení plastické deformace čelních desek tak, aby došlo k páčení šroubů.

#### 3.3.1 Geometrie řešených spojů

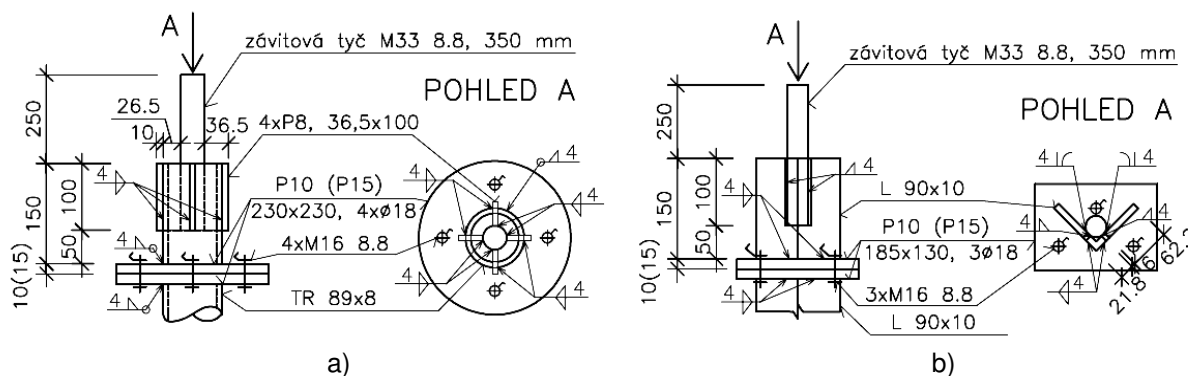
Navržené montážní spoje spojují dva CHS profily TR 89x8 (Obr. 77 a), resp. dva profily L 90x10 (Obr. 77 b). Styčníky CHS profilů byly tvořeny dvěma kruhovými čelními deskami o průměru 230 mm, tloušťky 10 mm, resp. 15 mm. Styčníky L profilů tvořily obdélníkové čelní desky o rozměrech 185x130 mm, také tloušťky 10 mm, resp. 15 mm. Všechny styčníky byly navzájem spojeny šrouby M16, pevnostní třídy 8.8. Tloušťky čelních desek byly zvoleny tak, aby bylo dosaženo různých módů porušení styčníku.



Obr. 77 – Základní geometrie řešených styčníků – a) Spoj CHS profilů; b) Spoj L profilů

Při návrhu zkušebních vzorků bylo nutné vzít v úvahu parametry dostupného zkušebního lisu. Maximální možná tahová síla, kterou bylo možné zkušební vzorky pomocí lisu zatížit, měla hodnotu 1000 kN. Dalším limitujícím faktorem byl volný manipulační prostor mezi čelistmi lisu, jehož rozměr byl cca 500 mm, což výrazně ovlivňovalo návrh geometrie zkušebních styčníků. Dále bylo potřeba zvážit způsob uchycení vzorků do profilovaných čelistí lisu, jejichž délka byla cca 100 mm na každé straně lisu, aby byl zajištěn přenos zatížení rovnoměrně do celého styčníku. Schémata výsledných návrhů zkušebních vzorků jsou znázorněna na Obr. 78.

Jako materiál pro výrobu čelních desek byla dodána ocel třídy S355 a pro CHS i L profily pak byla využita ocel S235. Šrouby M16 byly pevnostní třídy 8.8, tedy s uvažovanou mezí pevnosti  $f_{ub} = 800$  MPa. Pro ověření materiálových charakteristik plechů čelních desek a L profilu byly v laboratoři FAST provedeny trhací zkoušky materiálových vzorků (viz kapitola 3.4).



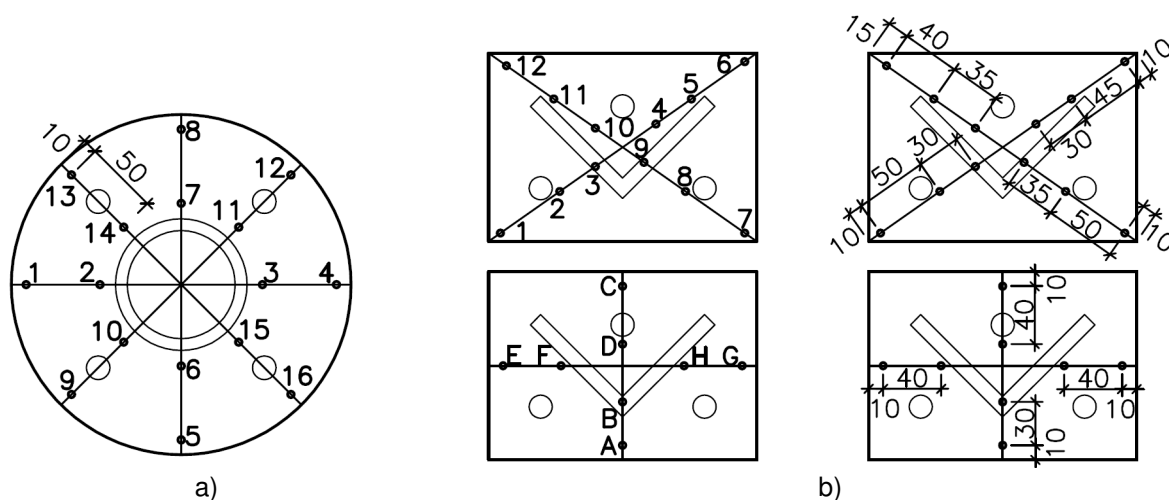
Obr. 78 – Schémata zkušebních vzorků – a) Spoj CHS profilů; b) Spoj L-profilů

Čelní desky vyrobených zkušebních vzorků o tloušťce 10 mm vykazovaly výrazné počáteční imperfekce (Obr. 79) vlivem tepelného namáhání při svařování. Tyto imperfekce byly před testováním změřeny pro případné zohlednění v numerických modelech. Imperfekce byly měřeny za použití digitální šuplery a přímého pravítka. U kruhových čelních desek bylo provedeno měření v 16 bodech (Obr. 80 a), u obdélníkových desek byly imperfekce měřeny celkem ve 20 bodech (Obr. 80 b). Hodnoty naměřených imperfekcí jsou zaneseny v Tabulka 7 a Tabulka 8.

Zohlednění těchto počátečních imperfekcí v numerických modelech však nemělo na chování styčníků významný vliv.



Obr. 79 – Viditeľná počátečná imperfekcia čelnej desky



Obr. 80 – Body měření počátečních imperfekcí na čelních deskách: a) kruhová; b) obdélníková

Tabulka 7 – Naměřené imperfekce v [mm] vzhledem k rovině přímého pravítka - kruhové desky

Body měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
<b>Kruhová čelní deska A</b>	1,08	0,3	0,63	1,28	0,7	0,1	0,11	1,14	0,97	0,37	0,48	1,23	0,88	0	0	0,75
<b>Kruhová čelní deska B</b>	0,84	0	0	0,51	1,06	0,58	0,58	0,92	1,1	0,15	0	0,71	0,53	0	0,16	0,6

Tabulka 8 – Naměřené imperfekce v [mm] vzhledem k rovině přímého pravítka - obdélníkové desky

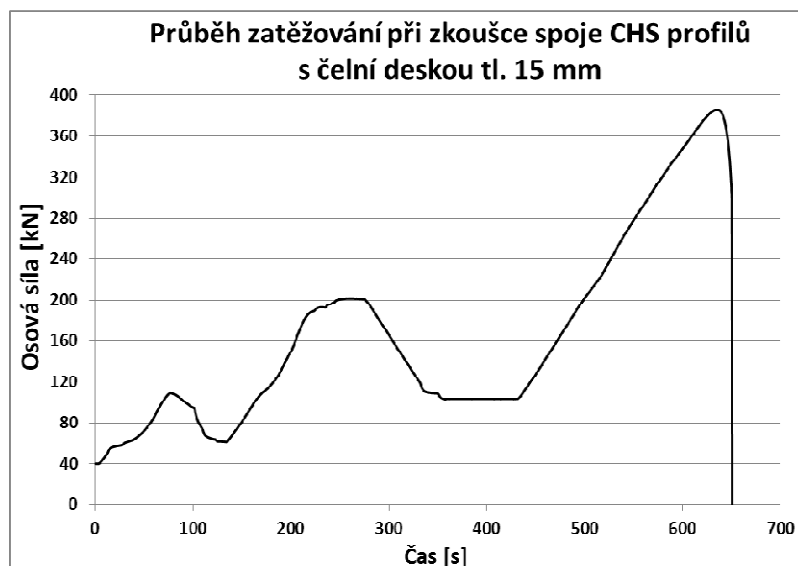
Body měření	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
<b>Obdélníková čelní deska A</b>	1,41	0,73	0	0	0,11	0,61	1,37	0,47	0	0	0,11	0,7
<b>Obdélníková čelní deska B</b>	1,5	0,73	0	0	0	0,32	0,39	0	0,11	0	0,42	1,85
					<b>A</b>	<b>B</b>	<b>C</b>	<b>D</b>	<b>E</b>	<b>F</b>	<b>G</b>	<b>H</b>
					1,74	0,44	0,23	0,13	1,1	0,29	0,65	0,1
					2,16	0,22	0	0,15	0,93	0,19	0,19	0

### 3.3.2 Průběh experimentů

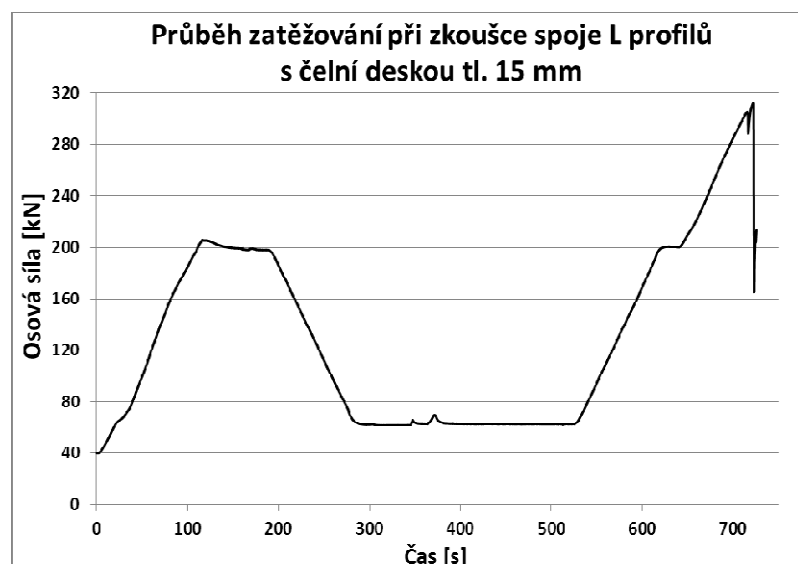
Vzhledem k omezenému manipulačnímu prostoru mezi čelistmi lisu bylo nutné umísťovat jednotlivé části styčníků do lisu samostatně a až v lisu provést sešroubování spoje (Obr. 81). Při tahových zkouškách byly z lisu zaznamenávány údaje o vnášené osově síle, o celkovém osovém posunu a také čas trvání zkoušky. Průběhy zatěžování (změna vnášené síly v čase) při jednotlivých experimentech jsou patrné z grafů na Obr. 82 – Obr. 85. Grafy se silově-deformačními křivkami jednotlivých styčníků, získanými z dat ze zkušebního lisu, jsou pak zobrazeny na Obr. 86, Obr. 88, Obr. 90 a Obr. 91.



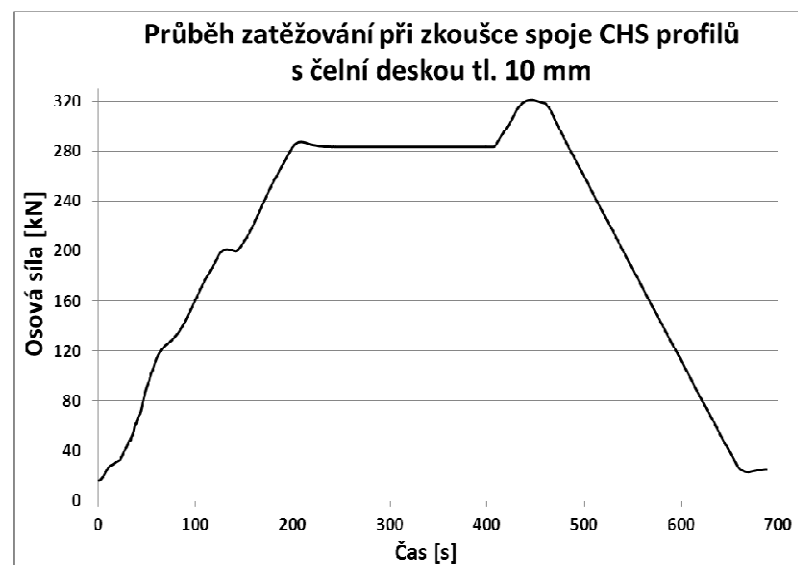
Obr. 81 – Příprava experimentu v laboratoři FAST



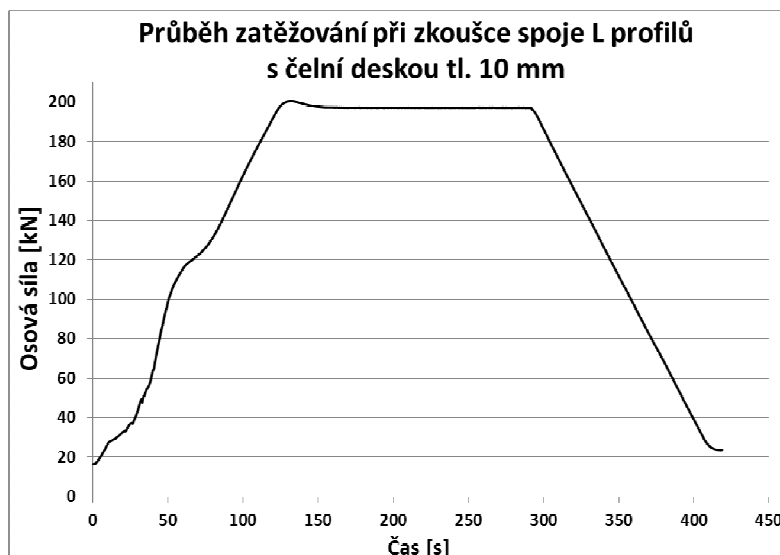
Obr. 82 – Průběh zatěžování při tahové zkoušce spoje CHS profilů s 15 mm čelní deskou



Obr. 83 – Průběh zatěžování při tahové zkoušce spoje L profilů s 15 mm čelní deskou

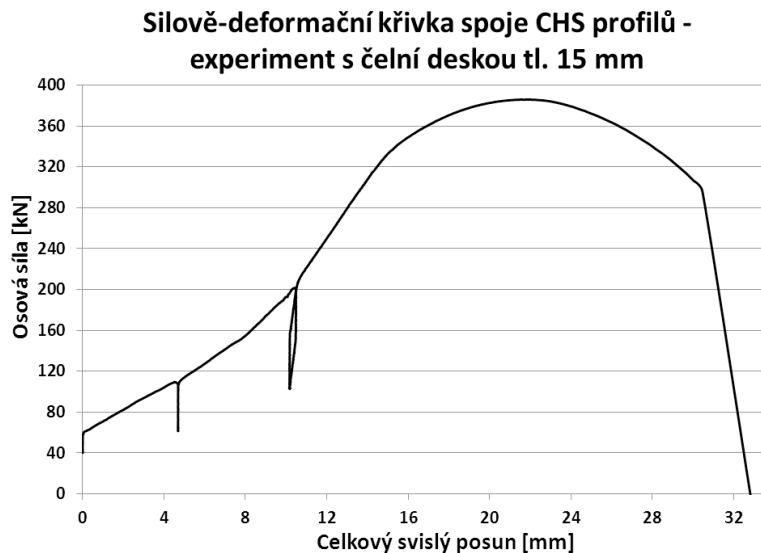


Obr. 84 – Průběh zatěžování při tahové zkoušce spoje CHS profilů s 10 mm čelní deskou



Obr. 85 – Průběh zatěžování při tahové zkoušce spoje L profilů s 10 mm čelní deskou

Nejprve byly provedeny testy spojů s čelními deskami tloušťky 15 mm, kde nebyla předpokládána významná plastizace desek a o únosnosti spojů mělo rozhodovat porušení šroubů. Tyto testy měly především ukázat celkové chování zkoušených spojů a vhodnost navrženého uchycení v lisu. U těchto vzorků bylo prováděno postupné zatěžování ve třech, resp. dvou krocích, jak je zřejmé z grafů na Obr. 82 a Obr. 83. Díky tomu je ze silově-deformačních křivek (Obr. 86 a Obr. 88) patrná tuhost samotných styčnicků.



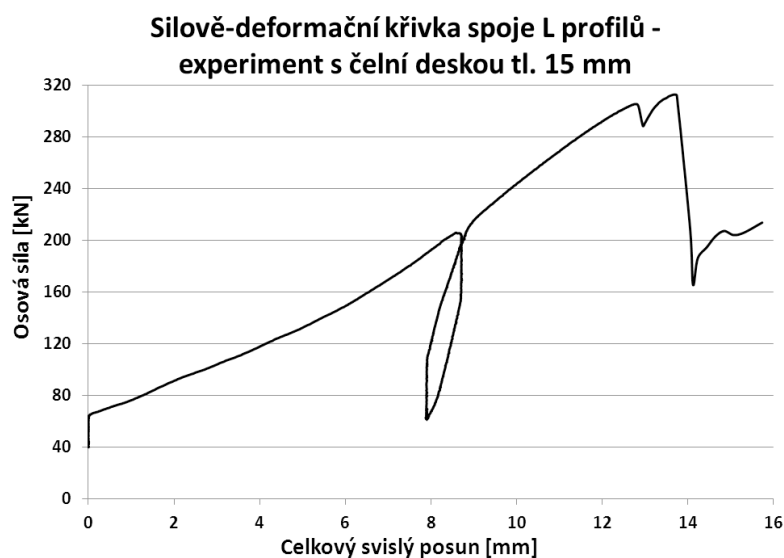
Obr. 86 – Silově-deformační křivka ze zkušebního lisu – Spoj CHS profilů s 15 mm čelní deskou

U spoje CHS profilů s čelní deskou tloušťky 15 mm došlo neočekávaně k porušení závitové tyče (Obr. 87), která sloužila pouze jako pomocný prvek k uchycení spoje do lisu a následnému přenášení zatížení do styčnicku. Získané výsledky tedy neprokazují skutečnou únosnost vzorku. K tomuto porušení došlo vlivem nepředpokládané excentricity, která byla zapříčiněna způsobem uchycení závitové tyče v čelistech lisu. Zavedení excentricity na daném testovacím zařízení nelze ovlivnit a bohužel už malá excentricita způsobila výraznou změnu namáhání

v závitové tyči. Velikost této imperfekce je obtížně kvantifikovatelná, avšak na chování řešených styčníků ve zkoumané oblasti má zanedbatelný vliv.



Obr. 87 – Spoj CHS profilů s 15 mm čelní deskou – porušení závitové tyče



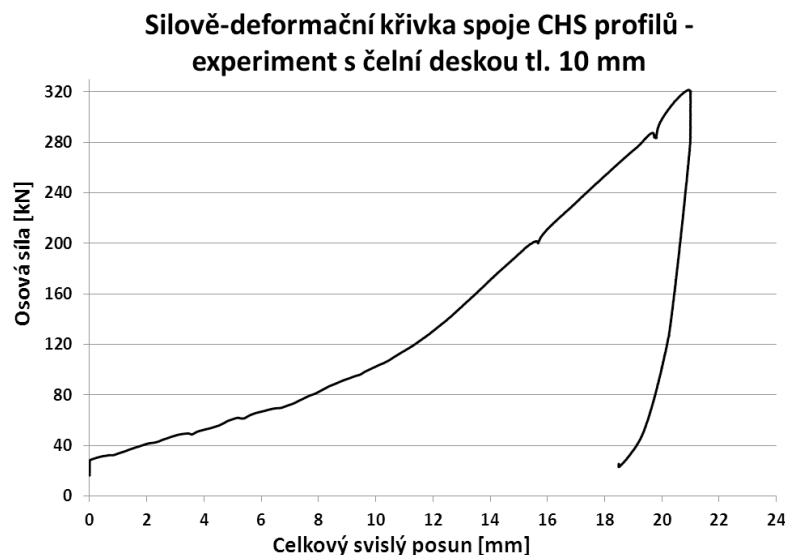
Obr. 88 – Silově-deformační křivka ze zkušebního lisu – Spoj L profilů s 15 mm čelní deskou

U spoje L profilů s čelní deskou tloušťky 15 mm došlo k porušení prostředního šroubu stržením závitu bez výrazné deformace čelní desky (Obr. 89).

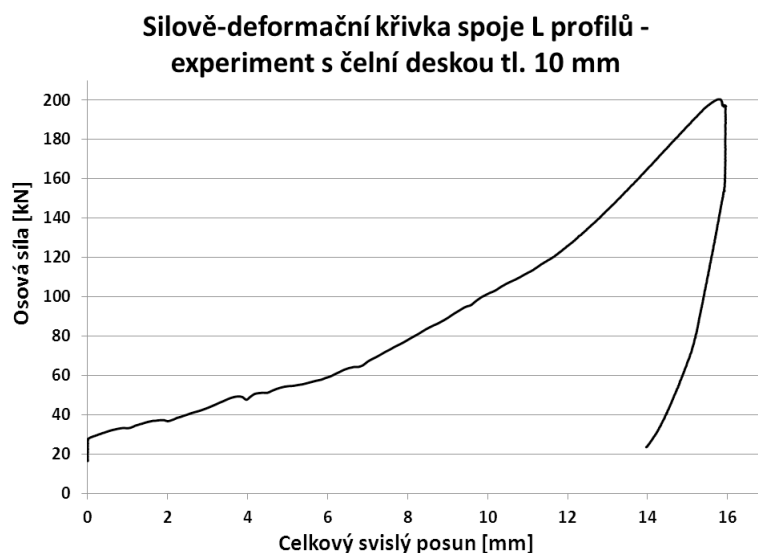


Obr. 89 – Spoj L profilů s 15 mm čelní deskou po ukončení tahové zkoušky





Obr. 90 – Silově-deformační křivka ze zkušebního lisu – Spoj CHS profilů s 10 mm čelní deskou



Obr. 91 – Silově-deformační křivka ze zkušebního lisu – Spoj L profilů s 10 mm čelní deskou

U spojů s čelními deskami tloušťky 10 mm byla očekávána výrazná deformace čelních desek vlivem plastizace, proto se u těchto vzorků provádělo ve vybraných místech také měření pomocí tenzometrů (Obr. 92). Při těchto testech již vzorky nebyly zatěžovány postupným přitěžováním, ani nebylo dosaženo plné únosnosti spojů (z důvodu bezpečnosti práce v laboratoři). Cílem zde bylo dosažení trvalých deformací v čelních deskách, kterých bylo dosaženo, což mimo jiné potvrdilo např. překročení měřicí kapacity tenzometrů.



a)

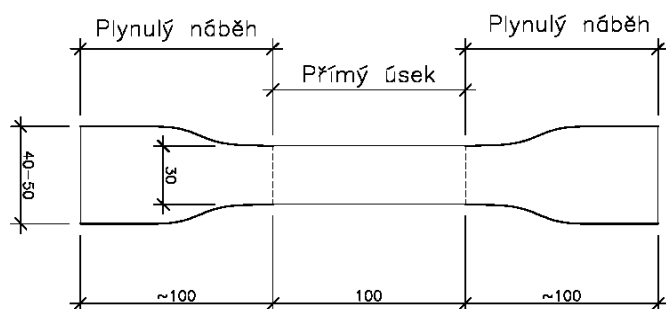


b)

Obr. 92 – Rozmístění tenzometrů na zkušebních vzorcích:  
a) styčník CHS profilů; b) styčník L profilů

### 3.4 Materiálové charakteristiky

Z plechů čelních desek a z L profilu byly vyrobeny materiálové vzorky (Obr. 93), na kterých byly provedeny trhací zkoušky (Obr. 94) pro ověření materiálových charakteristik.



Obr. 93 – Zadání pro výrobu materiálových vzorků z plechů čelních desek a L profilu

Tabulka 9 – Naměřené rozměry vzorků profilu L 90x10 (v [mm])

		Průměr					
<b>L01</b>	šířka	33,3	33,52	33,6	32,8	32,75	<b>33,2</b>
	tloušťka	10,23	10,27	10,31	10,2	10,26	<b>10,25</b>
<b>L02</b>	šířka	32,7	32,04	31,99	32,3	32,21	<b>32,2</b>
	tloušťka	10,24	10,2	10,28	10,17	10,49	<b>10,3</b>
<b>L03</b>	šířka	32,79	32,82	32,94	32,89	32,71	<b>32,8</b>
	tloušťka	10,4	10,33	10,29	10,44	10,32	<b>10,35</b>

Tabulka 10 – Naměřené rozměry vzorků plechu tloušťky 10 mm (v [mm])

Průměr							
<b>P01</b>	šířka	32,47	32,24	32,84	32,73	32,32	<b>32,5</b>
	tloušťka	9,98	9,93	9,9	9,85	9,91	<b>9,9</b>
<b>P02</b>	šířka	31,92	31,82	32,24	32,54	31,61	<b>32,0</b>
	tloušťka	10,1	9,84	9,88	10,0	10,02	<b>9,97</b>
<b>P03</b>	šířka	32,72	32,6	32,98	32,61	33,0	<b>32,7</b>
	tloušťka	9,8	9,87	9,91	9,73	9,85	<b>9,8</b>

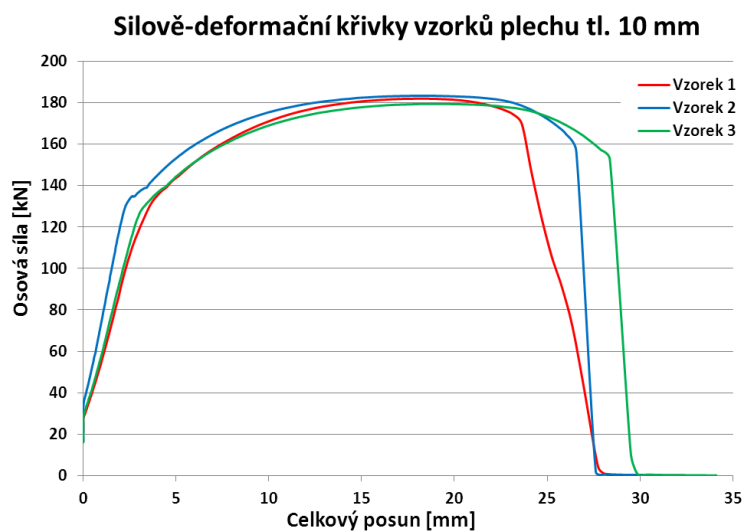
Tabulka 11 – Naměřené rozměry vzorků plechu tloušťky 15 mm (v [mm])

Průměr							
<b>P11</b>	šířka	32,11	32,58	32,53	32,66	32,29	<b>32,4</b>
	tloušťka	14,84	14,82	14,8	14,79	14,87	<b>14,8</b>
<b>P12</b>	šířka	31,6	31,91	32,07	32,35	33,26	<b>32,2</b>
	tloušťka	14,99	15,01	15,02	15,0	15,03	<b>15,01</b>
<b>P13</b>	šířka	32,4	32,18	32,2	32,75	32,86	<b>32,5</b>
	tloušťka	14,89	14,84	14,77	14,79	15,03	<b>14,85</b>

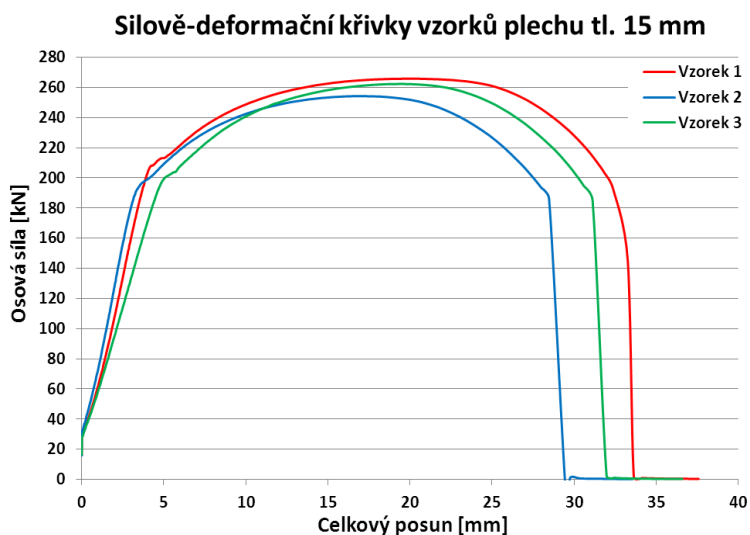


Obr. 94 – Materiálový vzorek po trhací zkoušce ve zkušebním lisu

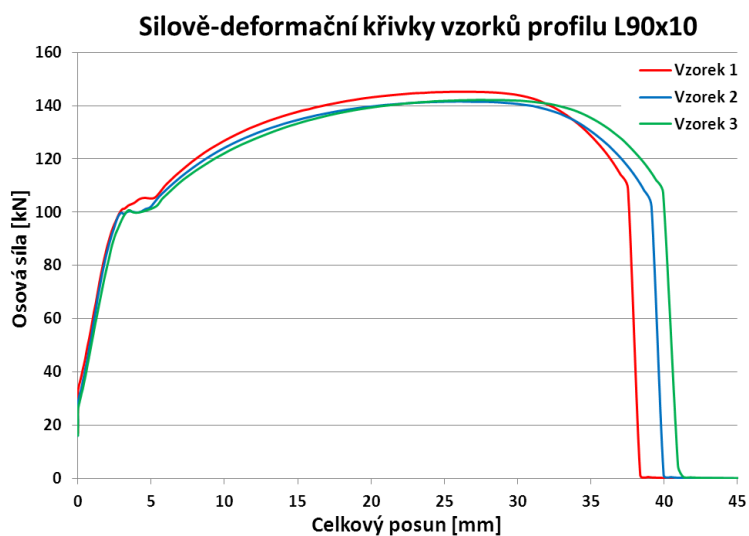
Z každého materiálu (plech 10 mm, plech 15 mm, profil L 90x10) byly vyrobeny 3 kusy materiálových vzorků. S těmito vzorky byly následně provedeny tahové trhací zkoušky, ze kterých byly získány silově-deformační křivky jednotlivých vzorků. Z lisu byly zaznamenávány údaje o velikosti síly působící na vzorek a hodnoty celkové deformace, tyto hodnoty jsou graficky znázorněny na Obr. 95, Obr. 96 a Obr. 97. Silově-deformační křivky z lisu byly následně porovnávány se silově-deformačními křivkami, které byly získány z numerických modelů (kapitola 3.4.1) jednotlivých materiálových vzorků. Na základě těchto srovnávání byly hledány odpovídající pracovní diagramy jednotlivých materiálů, ze kterých byly vyrobeny samotné zkušební styčníky.



Obr. 95 – Silově-deformační křivky trhacích zkoušek vzorků plechu tloušťky 10 mm



Obr. 96 – Silově-deformační křivky trhacích zkoušek vzorků plechu tloušťky 15 mm

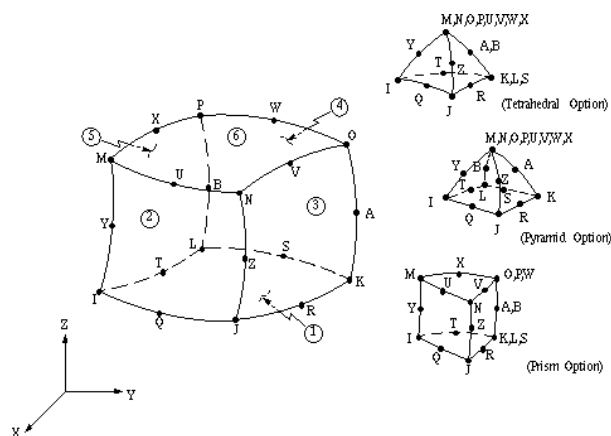


Obr. 97 – Silově-deformační křivky trhacích zkoušek vzorků profilu L 90x10

### 3.4.1 Numerické modely materiálových vzorků

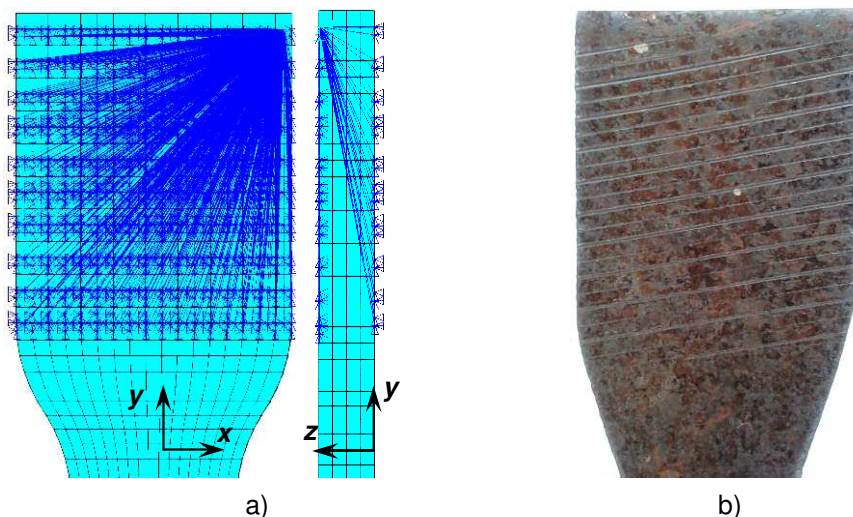
Byly vytvořeny numerické modely zkušebních materiálových vzorků pro nalezení odpovídajících pracovních diagramů materiálů použitých pro výrobu styčnicků.

Modely byly zpracovány v MKP programu ANSYS 12.0. Materiálový vzorek byl vždy modelován jako objemový prvek s použitím konečných prvků typu SOLID 186 (Obr. 98). Jedná se o 20-uzlový 3D objemový prvek se třemi stupni volnosti v každém uzlu (posun ve směru  $x$ ,  $y$  a  $z$ ) a podporující mimo jiné plasticitu i výpočet s uvažováním velkých deformací.



Obr. 98 – Konečný prvek typu SOLID 186 [2]

Okrajové podmínky byly zadávány na vybrané řídicí uzly, se kterými byly svázány další uzly tak, aby bylo simulováno sevření vzorku v čelistech zkušebního lisu – Obr. 99. Zatížení pak bylo vnášeno v podobě osové deformace  $u_y$ .

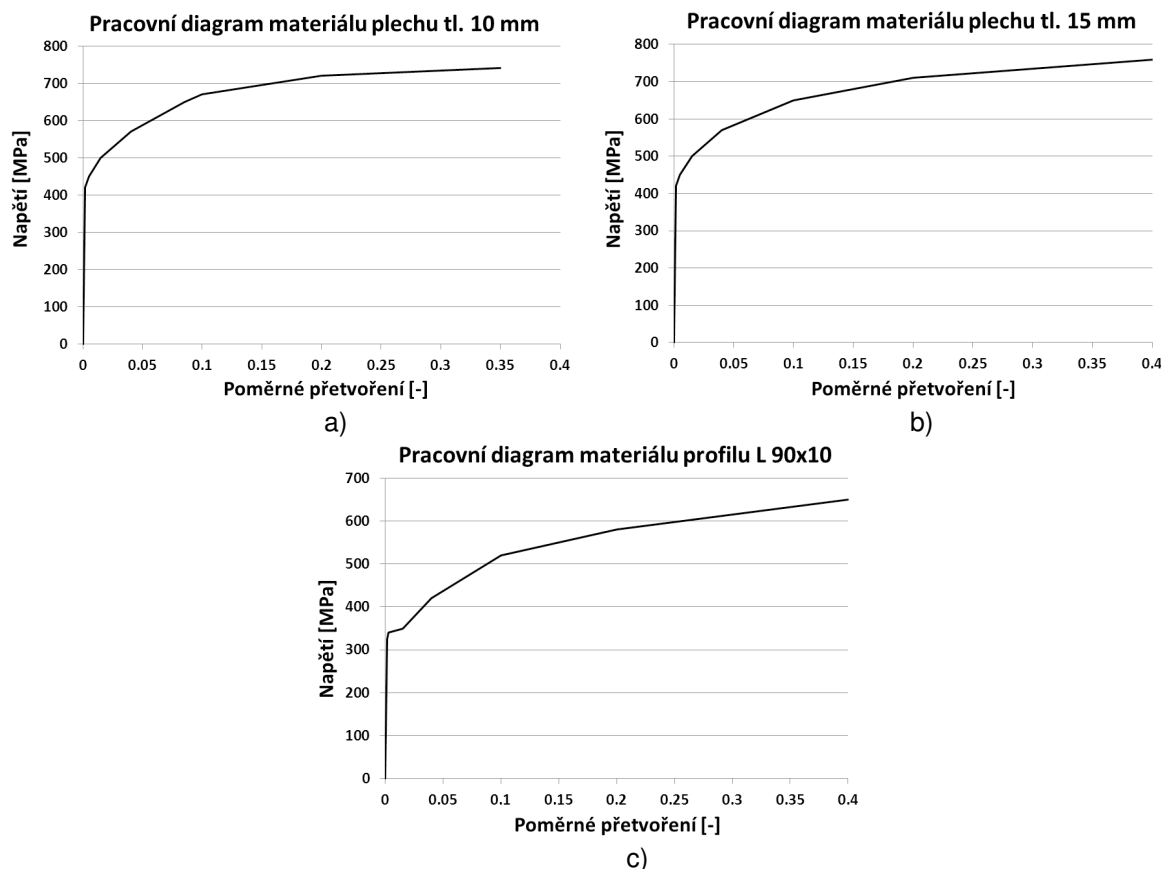


Obr. 99 – a) Okrajové podmínky numerického modelu materiálového vzorku  
b) Detail reálného vzorku s patrnými zářezy od čelistí lisu

Konečným prvkům byly zadány následující materiálové vlastnosti, které jsou pro ocel charakteristické: Youngův modul pružnosti  $E = 210$  GPa a Poissonův součinitel  $\nu = 0,3$ . Pro výpočet se uvažovalo pružno-plastické chování materiálů,

které mělo být vyjádřeno multilineárním pracovním diagramem. Výpočty byly provedeny pomocí metody Newton-Raphson.

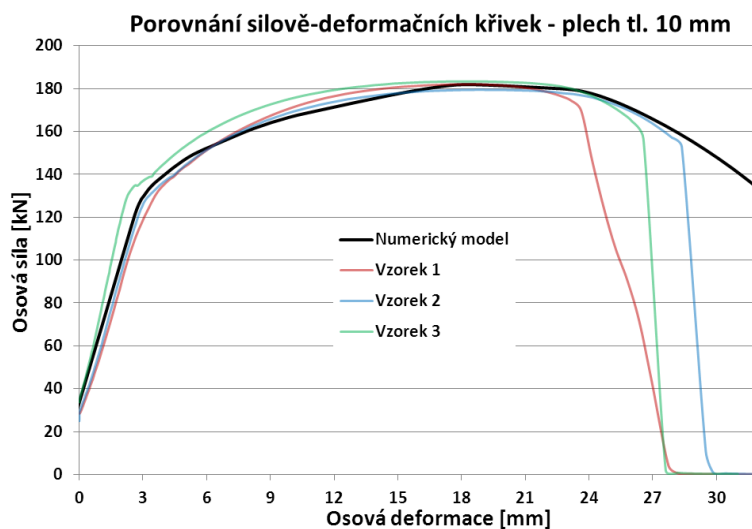
Cílem bylo najít vhodné pracovní diagramy jednotlivých materiálů tak, aby silově-deformační křivky získané z numerických modelů, byly v co nejlepší shodě s výsledky zkoušek. Výsledné pracovní diagramy jsou znázorněny na Obr. 100.



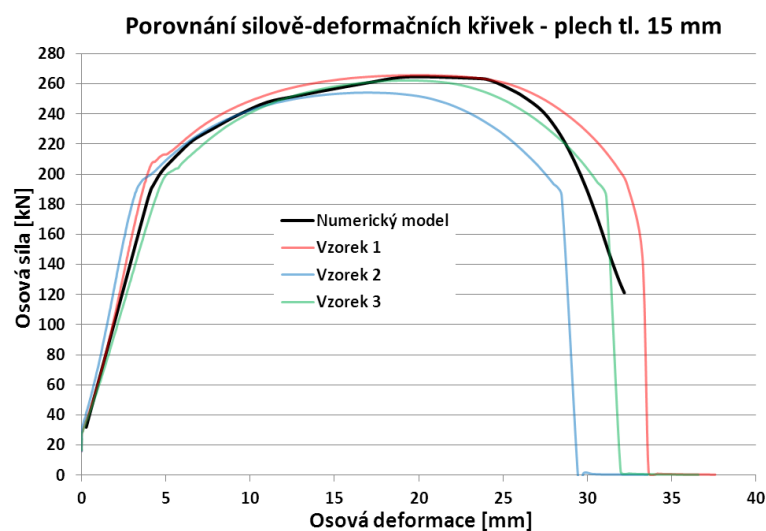
Obr. 100 – Výsledné pracovní diagramy jednotlivých materiálů – a) plech tloušťky 10 mm; b) plech tloušťky 15 mm; c) profil L 90x10 (stejný použit také pro profil TR 89x8)

Výsledky numerických modelů jednotlivých materiálových vzorků jsou znázorněny na Obr. 101 – Obr. 103. Původní silově-deformační křivky však vyjadřovaly tuhost samotného vzorku, zatímco při reálném testu výsledky ovlivňovala také tuhost čelistí lisu v prokluzu. Proto bylo potřeba zohlednit ve výsledcích tyto reálné podmínky, což mělo vliv na hodnoty celkové osové deformace modelů vzorků při zachování výsledných hodnot osové síly (podrobněji viz kapitola 3.7). Hodnoty tuhosti lisu v prokluzu byly určeny na základě výsledků experimentů a ovlivnily sklon silově-deformačních křivek získaných numerickým modelováním.

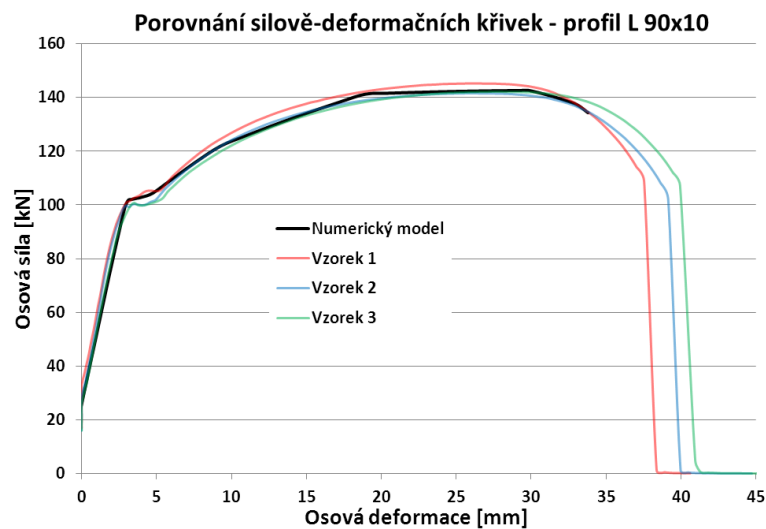
Kromě silově-deformačních křivek, které znázorňují závislost vnášené osové deformace na vyvolané reakci v řídicím uzlu, byl sledován také tvar deformace každého modelu – Obr. 104 – Obr. 106.



Obr. 101 – Porovnání silově-deformačních křivek z trhacích zkoušek a z numerického modelu vzorků plechu tloušťky 10 mm

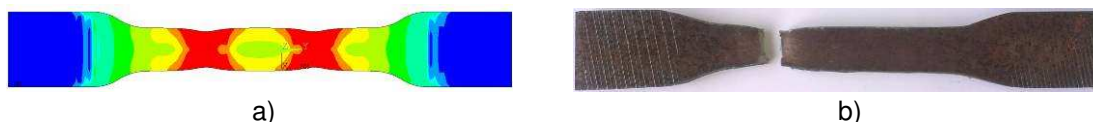


Obr. 102 – Porovnání silově-deformačních křivek z trhacích zkoušek a z numerického modelu vzorků plechu tloušťky 15 mm

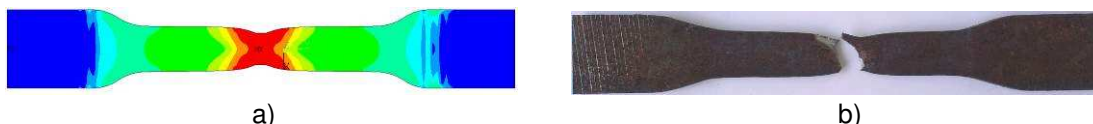


Obr. 103 – Porovnání silově-deformačních křivek z trhacích zkoušek a z numerického modelu vzorků profilu L 90x10

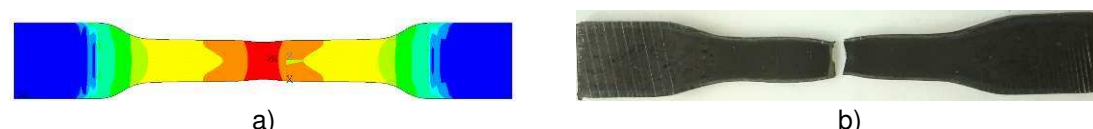




Obr. 104 – a) Výsledná deformace numerického modelu plechu tloušťky 10 mm  
b) reálný vzorek plechu tloušťky 10 mm po trhací zkoušce



Obr. 105 – a) Výsledná deformace numerického modelu plechu tloušťky 15 mm  
b) reálný vzorek plechu tloušťky 15 mm po trhací zkoušce



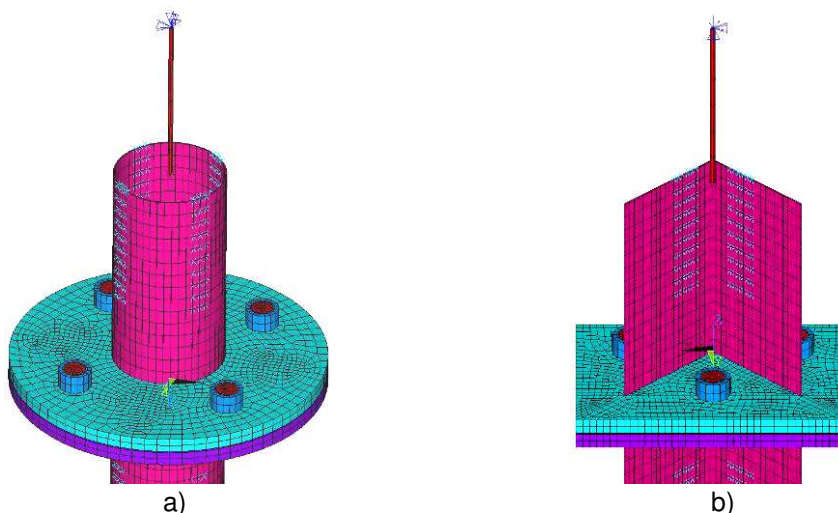
Obr. 106 – a) Výsledná deformace numerického modelu vzorku profilu L 90x10  
b) reálný vzorek profilu L 90x10 po trhací zkoušce

### 3.5 Numerické modely zkoušených spojů

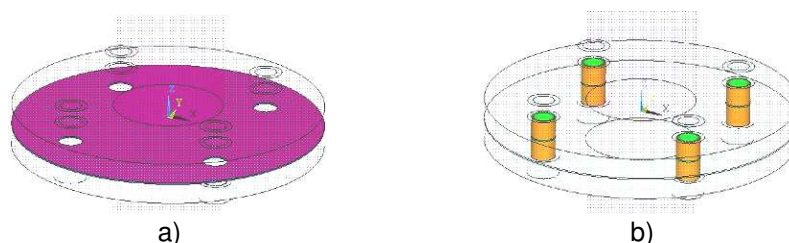
Všechny numerické modely styčníků (Obr. 107) byly vytvořeny v MKP programu ANSYS 12.0 s využitím konečných prvků umožňující nelineární výpočty (plastické chování materiálu i vliv velkých deformací). Pro modelování CHS i L profilů byl použit 4-uzlový skořepinový konečný prvek SHELL 43 (Obr. 32 a) se šesti stupni volnosti v každém uzlu. Pro modelování ostatních prvků spoje (čelní desky, šrouby, matice, resp. hlavy šroubů) byl pak použit 8-uzlový 3D konečný prvek SOLID 45 (Obr. 32 b) se třemi stupni volnosti v každém uzlu. Dále byly použity kontaktní prvky TARGE 170 a CONTA 174 pro vytvoření tzv. kontaktních párů mezi povrchy čelních desek a mezi povrchy šroubů a vnitřní plochou děr v čelních deskách – Obr. 108. Modelovaná vzdálenost mezi čelními deskami byla 1 mm.

Zatížení bylo do spoje vnášeno, podobně jako u reálných vzorků, přes prutový prvek, který simuloval přivařenou závitovou tyč. Tento prutový prvek byl modelován s využitím 3-uzlového prostorového liniového prvku BEAM 189 (Obr. 36) se šesti stupni volnosti v každém uzlu, se zadaným kruhovým průřezem o průměru 33 mm. Prutový prvek byl se skořepinovými prvky (reprezentující CHS, resp. L profil) propojen přes řídicí uzel pomocí kontaktních prvků TARGE 170 (pro řídicí uzel v prostoru) a CONTA 175 (uzly na skořepinách) s využitím tzv. MPC (Multi-Point Constraints) algoritmu (více viz kapitola 2.5.4) – Obr. 107. Okrajové podmínky pak byly zadávány na koncové uzly prutů a zatížení bylo vnášeno v podobě zadané osové deformace  $u_z$ .





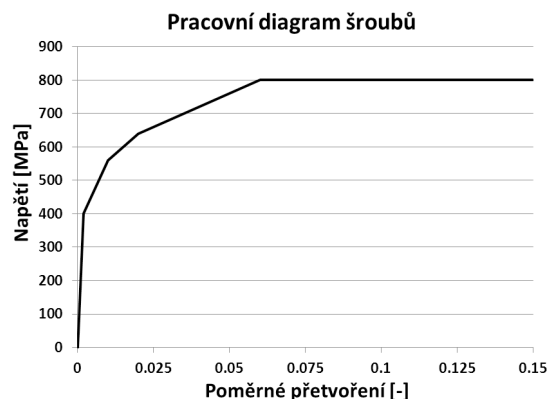
Obr. 107 – Numerický model styčniku – a) Spoj CHS profilů; b) Spoj L-profilů



Obr. 108 – Kontaktní plochy (u modelu s CHS profily) – a) mezi povrchy čelních desek; b) mezi povrchy šroubů a vnitřní plochou děr v čelních deskách

Konečným prvkům byly zadány následující materiálové: Youngův modul pružnosti  $E = 210 \text{ GPa}$  a Poissonův součinitel  $\nu = 0,3$ . Při výpočtu byla uvažována fyzikální nelinearita (plastický výpočet) i teorie velkých deformací. Pružno-plastické chování materiálů bylo vyjádřeno multilineárními pracovními diagramy dle Obr. 100, které vycházely z provedených materiálových zkoušek (kapitola 3.4). Jelikož tahové zkoušky šroubů provedeny nebyly, vycházelo se pro tento pracovní diagram z dostupné literatury a byl použit materiálový model dle práce Swansona [37] – Obr. 109. Výpočty byly provedeny pomocí metody Newton-Raphson.

Numerické modely byly v mnoha ohledech zjednodušeny, například napojení matice na šroub a následné spojení mezi maticí (resp. hlavou šroubu) a čelní deskou bylo namodelováno jako tuhé, což přesně neodpovídá skutečnosti, ale pro vystižení chování spoje bylo toto zjednodušení dostačující.

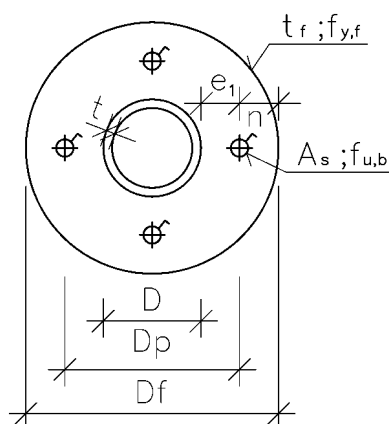


Obr. 109 – Pracovní diagram materiálu šroubů (dle Swansona [37])

### 3.6 Stanovení únosnosti spojů kruhových dutých profilů

U spojů kruhových dutých profilů byla stanovena únosnost na základě vztahů doporučených organizací CIDECT. Konkrétně s využitím starší Igarashiho metody a novějšího postupu dle výzkumného projektu CIDECT z roku 2005 (viz kapitola 3.2.1).

#### 3.6.1 Vstupní parametry



Obr. 110 – Parametry pro posouzení spoje CHS profilů

$D = 89 \text{ mm}$ ;  $t = 8 \text{ mm}$ ;  $D_f = 230 \text{ mm}$ ;  $D_p = 159 \text{ mm}$ ;  $e_1 = 35 \text{ mm}$ ;  $n = 35,5 \text{ mm}$ ;  $f_{y,f} = 355 \text{ MPa}$ ;  $t_{f,A} = 15 \text{ mm}$ ;  $t_{f,B} = 10 \text{ mm}$ ;  $a_w = 4 \text{ mm}$ ;  $f_{u,b} = 800 \text{ MPa}$ ;  $A_s = 157 \text{ mm}^2$

#### 3.6.2 Igarashiho metoda

$$T_{\max} = \frac{t_f^2 \cdot f_{y,f} \cdot \pi \cdot k_2}{2} \leq \frac{B_u}{\left[1 - \frac{1}{k_2} + \frac{1}{k_2 \cdot \ln(D_f / D_p)}\right]}$$

$$k_1 = \ln \frac{159}{98-8} = 0,6745 \Rightarrow k_2 = \frac{1}{2 \cdot 0,67} \left[2 + 0,67 + \sqrt{0,67^2 + 4}\right] = 3,5474$$

$$T_{\max,A} = \frac{0,015^2 \cdot 355 \cdot 10^3 \cdot \pi \cdot 3,55}{2} \leq \frac{4 \cdot 0,9 \cdot 800 \cdot 0,157}{\left[1 - \frac{1}{3,55} + \frac{1}{3,55 \cdot \ln(230/159)}\right]}$$

$$T_{\max,A} = \underline{\underline{445,1 \text{ kN}}} \leq \underline{\underline{305,2 \text{ kN}}}$$

$$T_{\max,B} = \frac{0,01^2 \cdot 355 \cdot 10^3 \cdot \pi \cdot 3,55}{2} \leq \frac{4 \cdot 0,9 \cdot 800 \cdot 0,157}{\left[1 - \frac{1}{3,55} + \frac{1}{3,55 \cdot \ln(230/159)}\right]}$$

$$T_{\max,B} = \underline{\underline{197,8 \text{ kN}}} \leq \underline{\underline{305,2 \text{ kN}}}$$

Dle Igarashiho metody je maximální zatížitelnost spoje s kruhovou čelní deskou tloušťky:

a)  $t_{f,A} = 15 \text{ mm}$  –  $T_{max,A} = 305,2 \text{ kN}$  (rozhoduje únosnost šroubů v tahu);

b)  $t_{f,B} = 10 \text{ mm}$  –  $T_{max,B} = 197,8 \text{ kN}$  (rozhoduje únosnost desky.)

### 3.6.3 Metoda dle konceptu Eurokódu

Únosnost pro 1. způsob poruchy (plné zplastizování desky)

$$m = 35 - 0,8 \cdot \sqrt{2} \cdot 4 = \underline{30,4745 \text{ mm}}; \quad m_p = \frac{1}{4} \cdot t_f^2 \cdot f_{y,f}$$

$$m_{p,A} = \frac{1}{4} \cdot 0,015^2 \cdot 355 \cdot 10^3 = \underline{19,969 \text{ kNm/m}}; \quad m_{p,B} = \frac{1}{4} \cdot 0,01^2 \cdot 355 \cdot 10^3 = \underline{8,875 \text{ kNm/m}}$$

$$T_{1,A} = 2\pi \cdot 19,97 \cdot \left[ 1 + \frac{89 + 159}{2 \cdot 0,0305} \right] = \underline{\underline{635,991 \text{ kN}}}$$

$$T_{1,B} = 2\pi \cdot 8,88 \cdot \left[ 1 + \frac{89 + 159}{2 \cdot 0,0305} \right] = \underline{\underline{282,663 \text{ kN}}}$$

Únosnost pro 2. způsob poruchy (zplastizování desky + porušení šroubů)

$$T_{2,A} = \frac{2\pi \cdot 19,97 + 0,0355 \cdot 452,16}{0,0305 + 0,0355} = \underline{\underline{2096,396 \text{ kN}}}$$

$$T_{2,B} = \frac{2\pi \cdot 8,88 + 0,0355 \cdot 452,16}{0,0305 + 0,0355} = \underline{\underline{1039,866 \text{ kN}}}$$

Únosnost pro 3. způsob poruchy (porušení šroubů):

$$T_3 = B_u = 4 \cdot 0,9 \cdot 800 \cdot 0,157 = \underline{\underline{452,16 \text{ kN}}}$$

Dle výzkumného projektu CIDECT je maximální zatížitelnost spoje s kruhovou čelní deskou tloušťky:

a)  $t_{f,A} = 15 \text{ mm}$  –  $T_{max,A} = 452,2 \text{ kN}$  (rozhoduje porušení šroubů);

b)  $t_{f,B} = 10 \text{ mm}$  –  $T_{max,B} = 282,7 \text{ kN}$  (rozhoduje plné zplastizování desky).

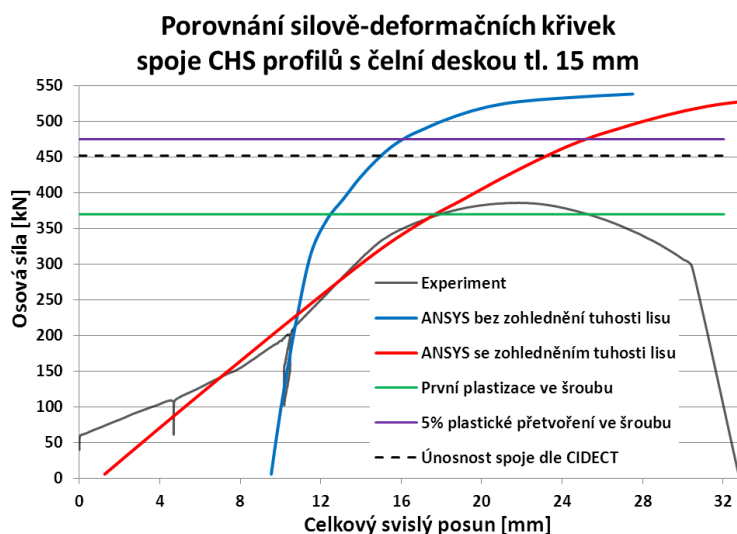
Výpočet dle Igarashiho metody [20] (z roku 1985) je výrazně konzervativnější než metoda navržená ve výzkumném projektu CIDECT [21] (z roku 2005).

### 3.7 Porovnání výsledků zkoušek s numerickými modely

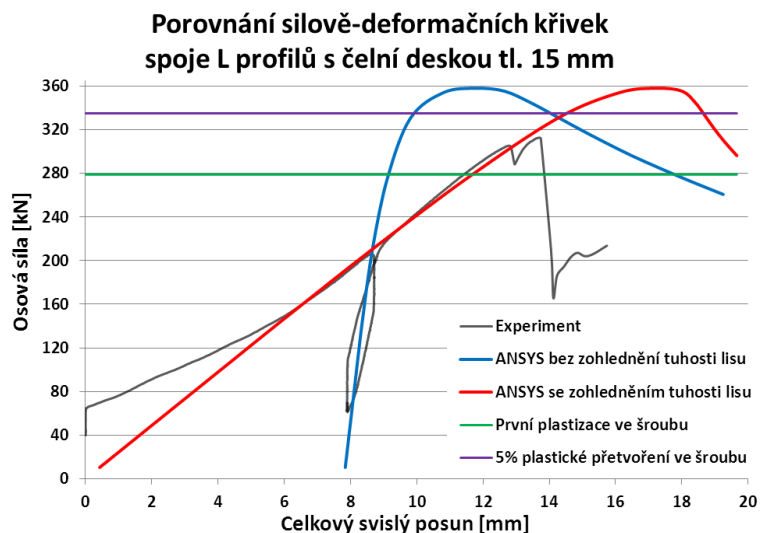
Stejně jako při fyzikálních testech, také u numerických modelů byla sledována závislost výsledné osově síly ( $F_z$ ) na celkové osově deformaci spoje ( $u_z$ ). Výsledné silově-deformační křivky byly následně porovnávány s výsledky provedených experimentů (Obr. 111 – Obr. 114). Jelikož numerické modely vyjadřovaly vlastnosti (reálnou tuhost) samotného styčnicku, zatímco při testech byly výsledky ovlivněny také vlastnostmi zkušebního lisu (tuhost lisu v prokluzu), bylo třeba tyto reálné podmínky zohlednit ve výsledcích numerického modelování.

Laboratorní podmínky byly zohledněny zavedením tuhosti čelistí lisu v prokluzu a počátečním prokluzem (podobně jako [14]), což mělo vliv na hodnoty celkové osově deformace styčnicku, při zachování hodnoty výsledné osově síly. Hodnoty tuhosti v prokluzu byly určeny na základě výsledků experimentů (dle sklonu experimentální silově-deformační křivky) a závisí mimo jiné na materiálových vlastnostech uchyceného prvku, na jeho rozměrech, či povrchu. Vzhledem ke stejnému způsobu uchycení vzorků ve zkušebním lisu, byla stanovená tuhost v prokluzu pro všechny experimenty stejná, její velikost byla stanovena 27 MN/m. Zavedení této tuhosti do výsledků numerického modelování ovlivnilo sklon získaných silově-deformačních křivek. Velikost počátečního prokluzu pak byla pro každý experiment určena individuálně. Výše popsaná změna sklonu je patrná z křivek na Obr. 111 a Obr. 112 (křivky „ANSYS bez zohlednění tuhosti lisu“ a „ANSYS se zohledněním tuhosti lisu“).

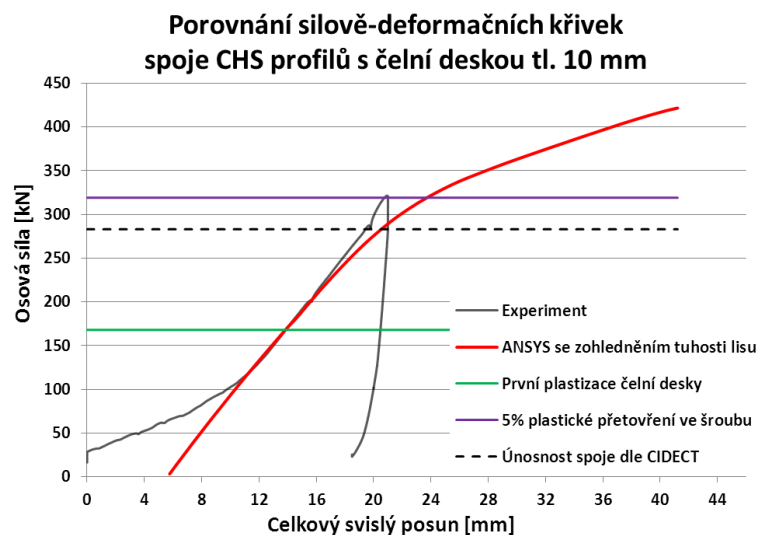
U všech grafů silově-deformačních křivek jsou vykresleny úrovně zatížení, při kterých v numerických modelech nastala první plastizace (došlo k překročení meze kluzu materiálu čelní desky, nebo šroubu) a úroveň zatížení, kdy bylo dosaženo 5% plastického přetvoření šroubu. Toto přetvoření může být dle [10], Příloha C uvažováno jako mezní stav numerického modelu. V grafech spojů CHS profilů (Obr. 111 a Obr. 113) je pro porovnání znázorněna také hodnota únosnosti styčnicku stanovená metodikou dle výzkumného projektu CIDECT (kapitola 3.6).



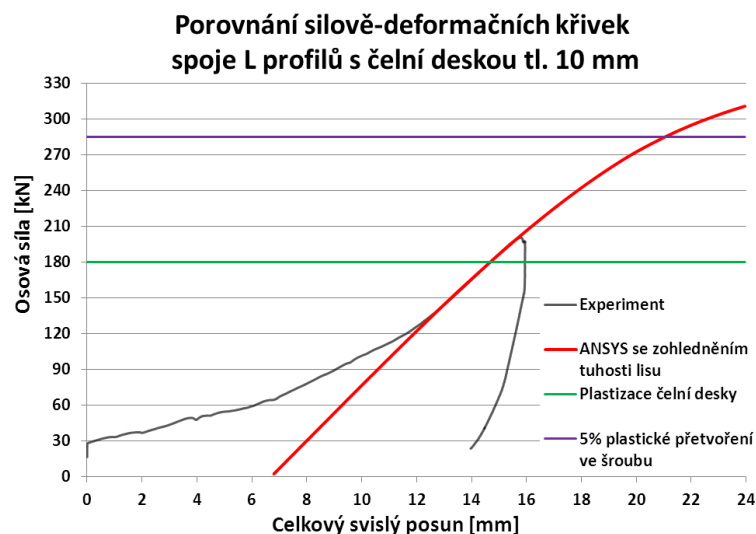
Obr. 111 – Porovnání silově-deformačních křivek dle experimentu a dle numerického modelu  
– Spoj CHS profilů s 15 mm čelní deskou (nedošlo k porušení spoje)



Obr. 112 – Porovnání silově-deformačních křivek dle experimentu a dle numerického modelu  
– Spoj L profilů s 15 mm čelní deskou

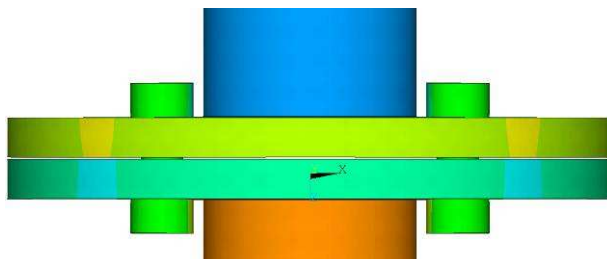


Obr. 113 – Porovnání silově-deformačních křivek dle experimentu a dle numerického modelu  
– Spoj CHS profilů s 10 mm čelní deskou

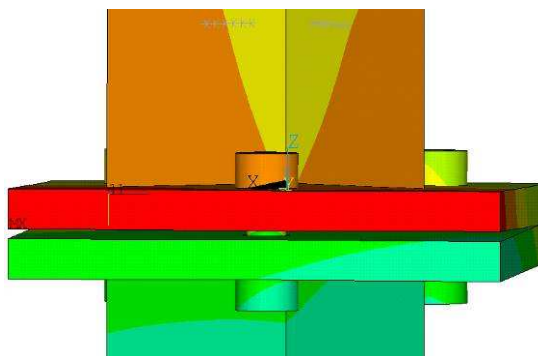


Obr. 114 – Porovnání silově-deformačních křivek dle experimentu a dle numerického modelu  
– Spoj L profilů s 10 mm čelní deskou

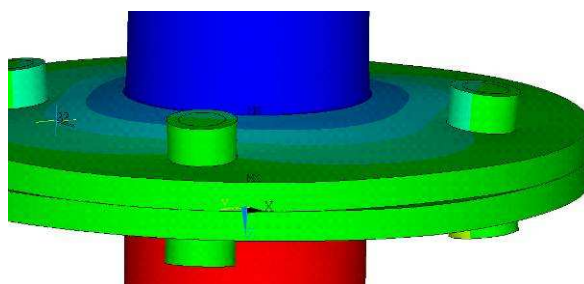
Kromě silově-deformačních křivek byly u numerických modelů sledovány také rozvoje napětí a ekvivalentního plastického přetvoření v jednotlivých částech spoje (konkrétně na čelních deskách a ve šroubech) – Obr. 119 až Obr. 126, z čehož bylo možné odvodit způsob porušení jednotlivých styčníků. Podobnost mezi numerickými modely a reálnými testy byla patrná také z lokálních deformací spojů (příklady srovnání jsou na Obr. 115 až Obr. 118).



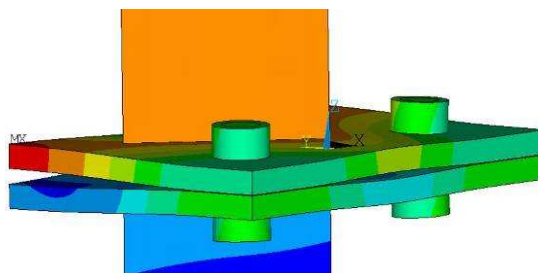
Obr. 115 – Porovnání deformace reálného styčnicku a numerického modelu  
– Spoj CHS profilů s 15 mm čelní deskou



Obr. 116 – Porovnání deformace reálného styčnicku a numerického modelu  
– Spoj L profilů s 15 mm čelní deskou

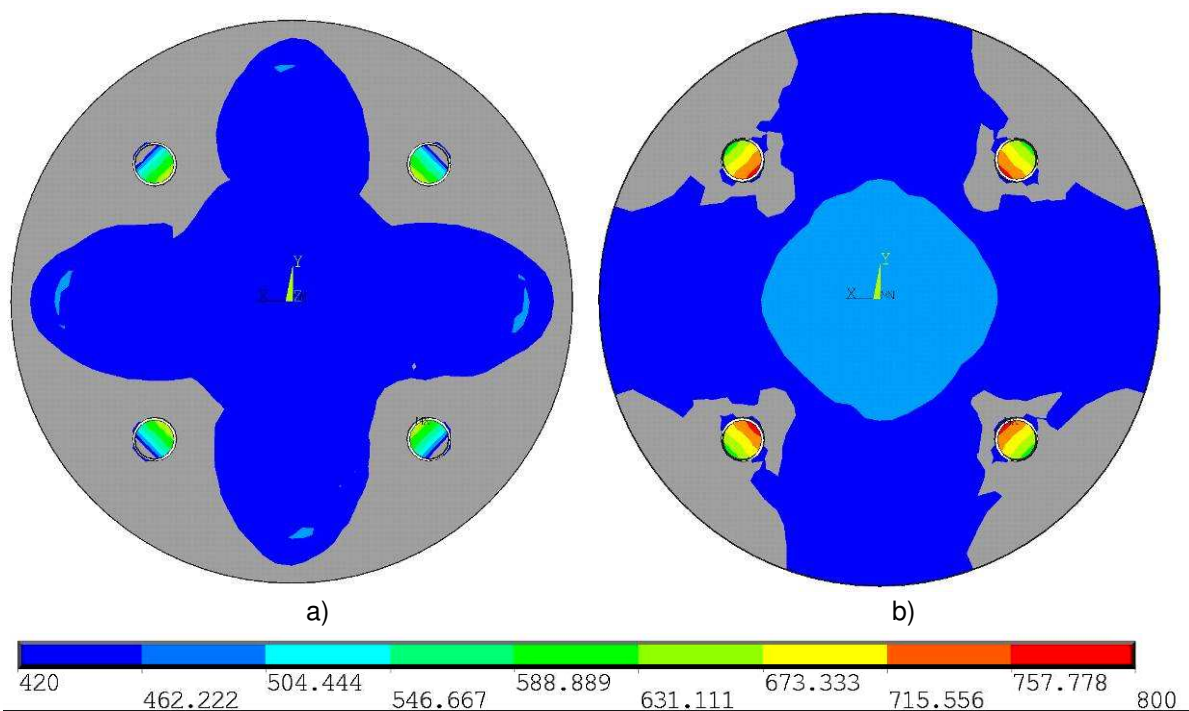


Obr. 117 – Porovnání deformace reálného styčnicku a numerického modelu  
– Spoj CHS profilů s 10 mm čelní deskou

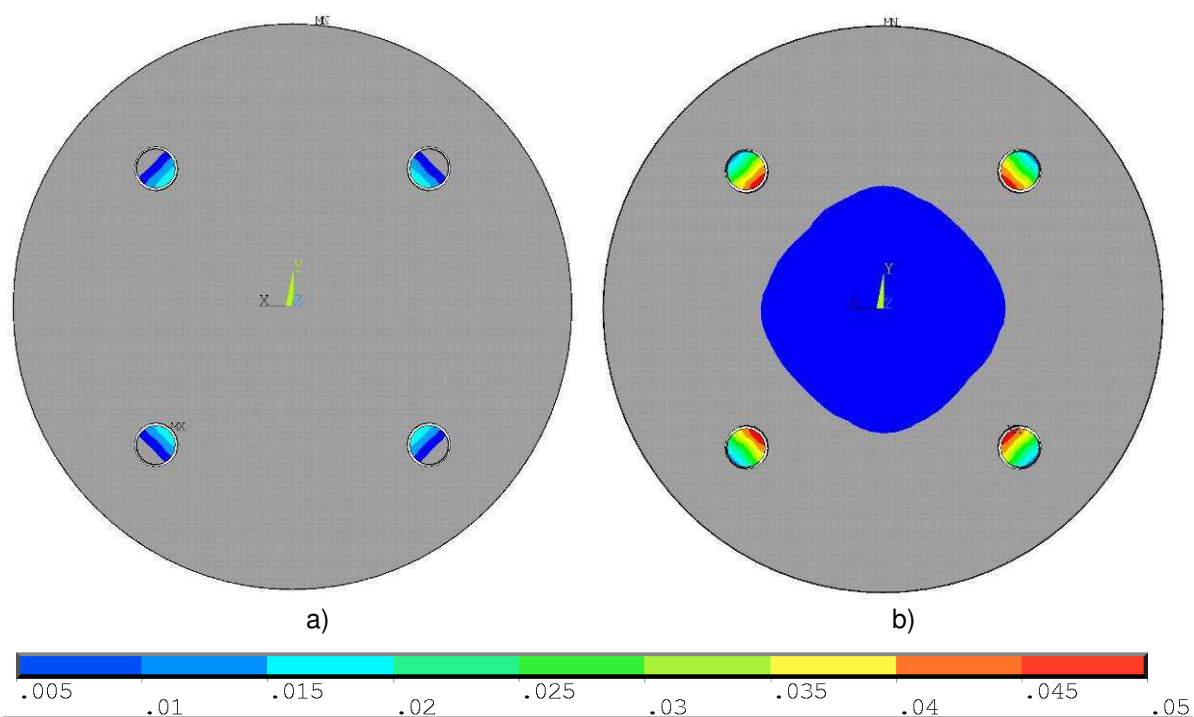


Obr. 118 – Porovnání deformace reálného styčnicku a numerického modelu  
– Spoj L profilů s 10 mm čelní deskou

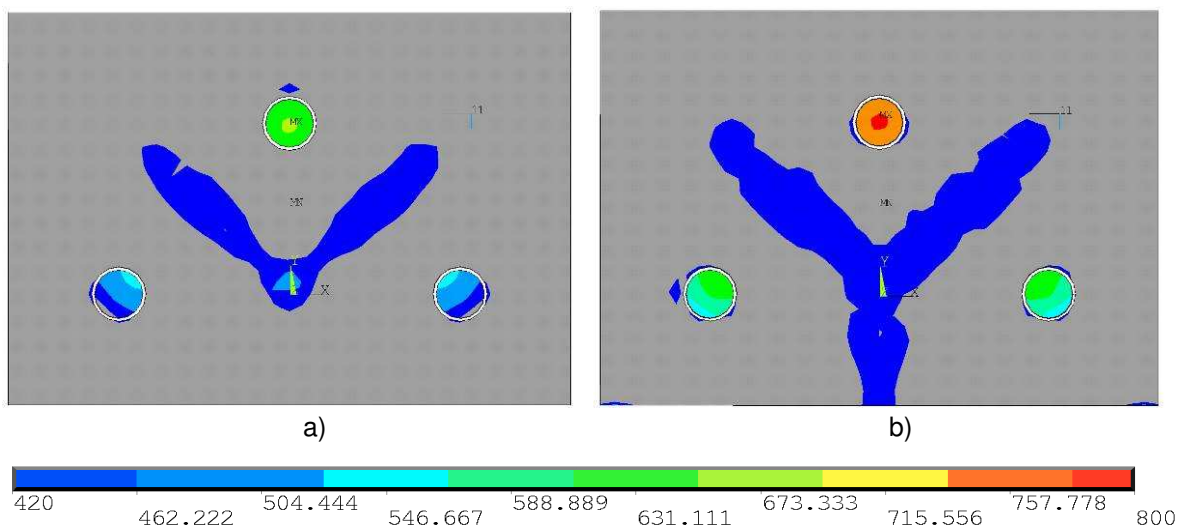




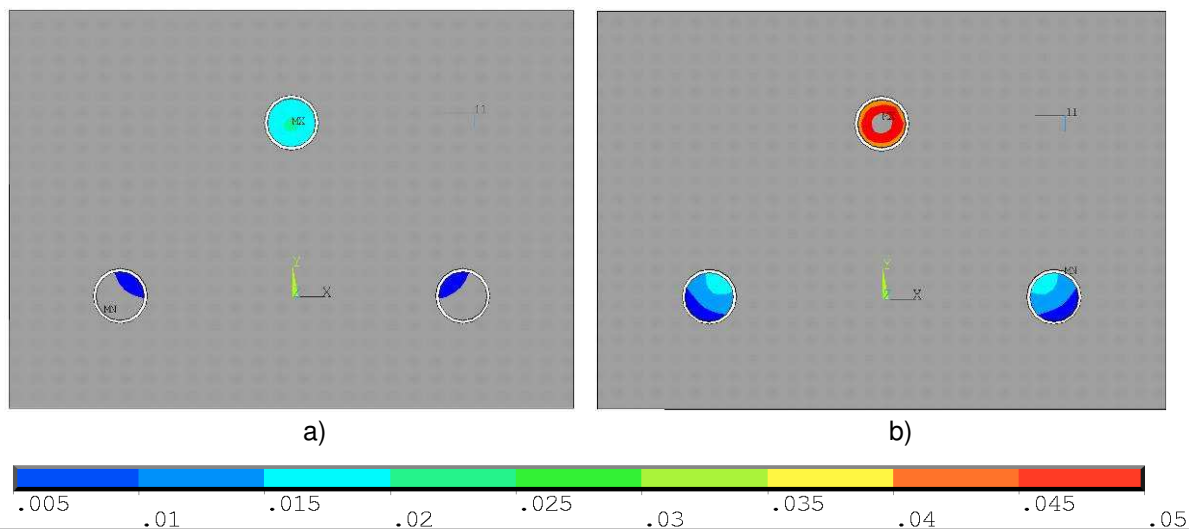
Obr. 119 – Porovnání průběhů von Missesova napětí za mezí kluzu čelní desky –  
Spoj CHS profilů s 15 mm čelní deskou: a) při zatížení silou **370 kN**; b) při zatížení silou **475 kN**



Obr. 120 – Porovnání rozvoje ekvivalentního plastického přetvoření –  
Spoj CHS profilů s 15 mm čelní deskou: a) při zatížení silou **370 kN**; b) při zatížení silou **475 kN**

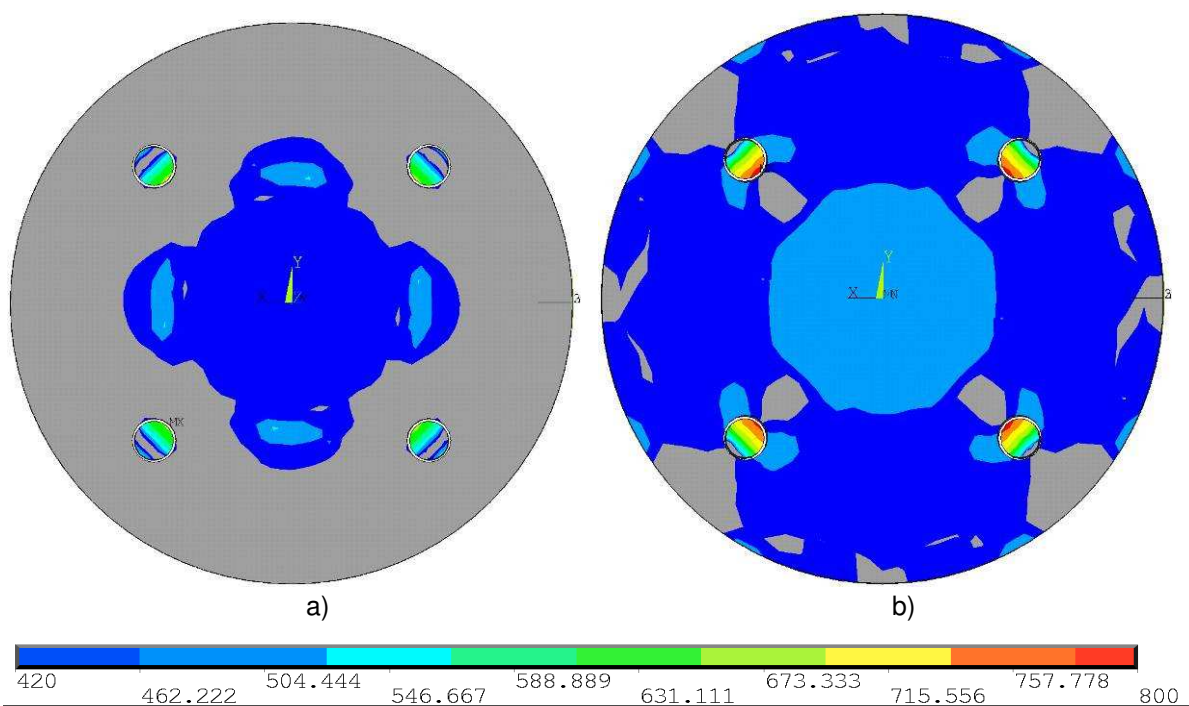


Obr. 121 – Porovnání průběhů von Missesova napětí za mezí kluzu čelní desky –  
Spoj L profilů s 15 mm čelní deskou: a) při zatížení silou **280 kN**; b) při zatížení silou **335 kN**

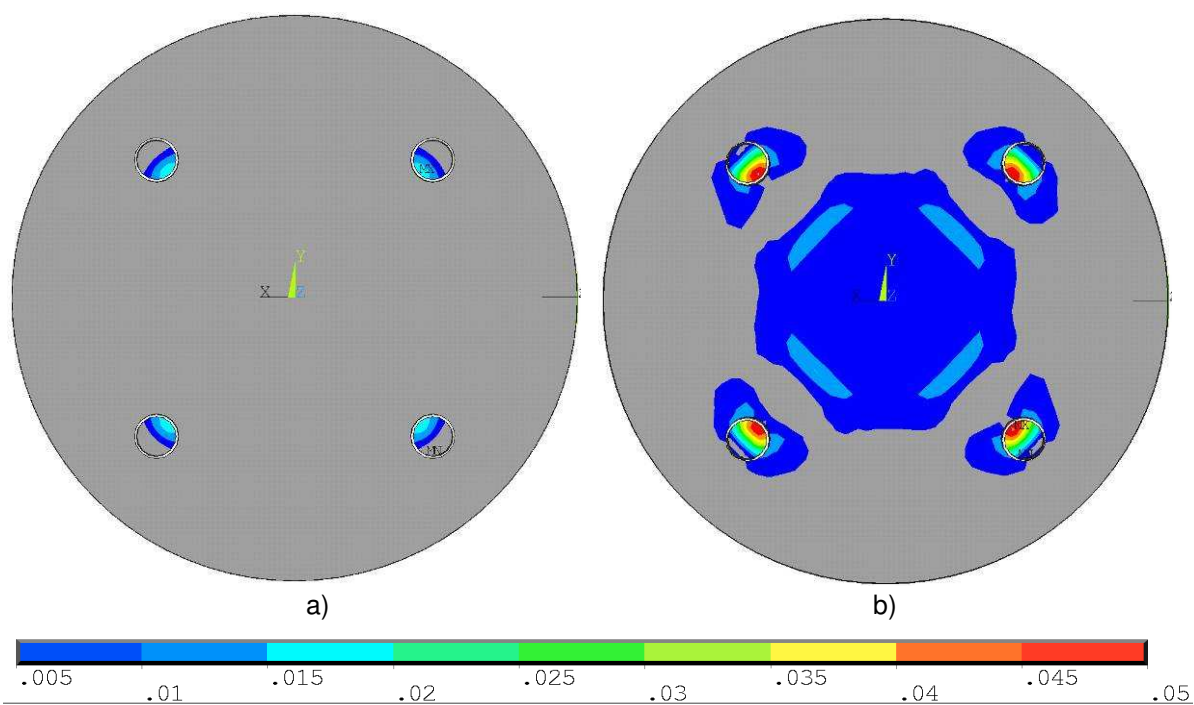


Obr. 122 – Porovnání rozvoje ekvivalentního plastického přetvoření –  
Spoj L profilů s 15 mm čelní deskou: a) při zatížení silou **280 kN**; b) při zatížení silou **335 kN**

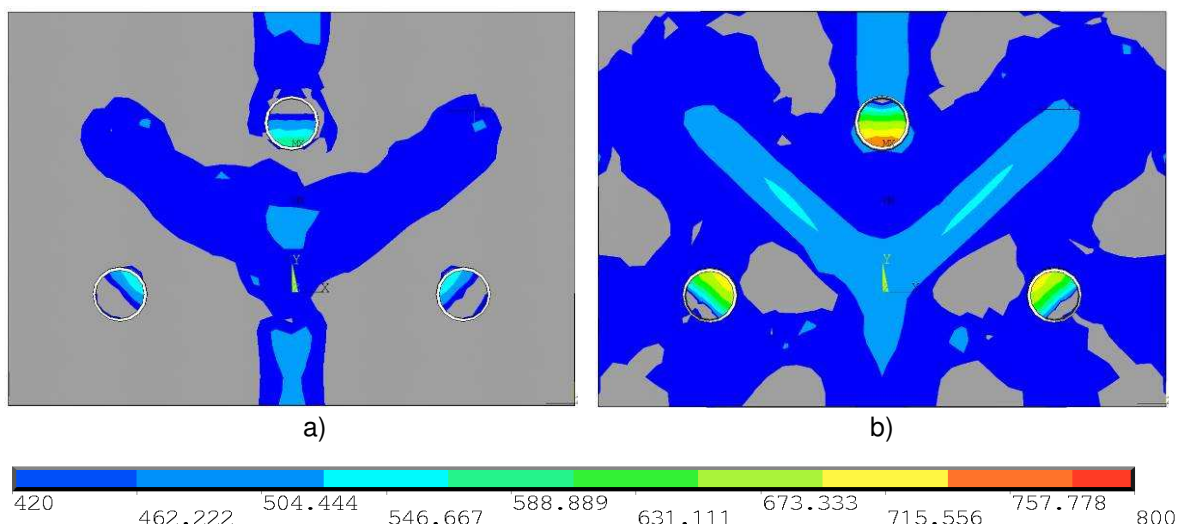




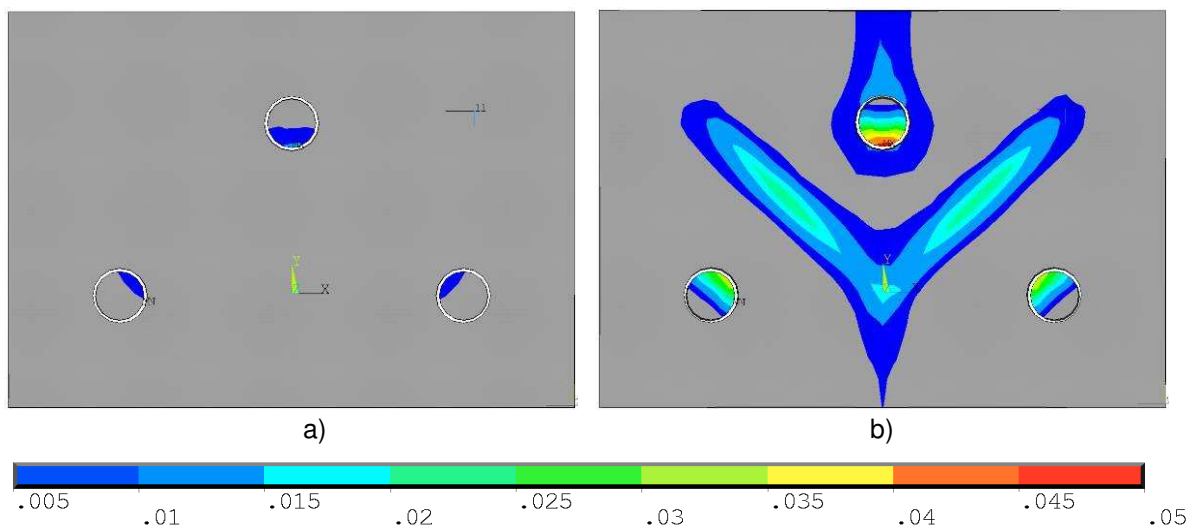
Obr. 123 – Porovnání průběhů von Missesova napětí za mezí kluzu čelní desky – Spoj CHS profilů s 10 mm čelní deskou: a) při zatížení silou **168 kN**; b) při zatížení silou **320 kN**



Obr. 124 – Porovnání rozvoje ekvivalentního plastického přetvoření – Spoj CHS profilů s 10 mm čelní deskou: a) při zatížení silou **168 kN**; b) při zatížení silou **320 kN**

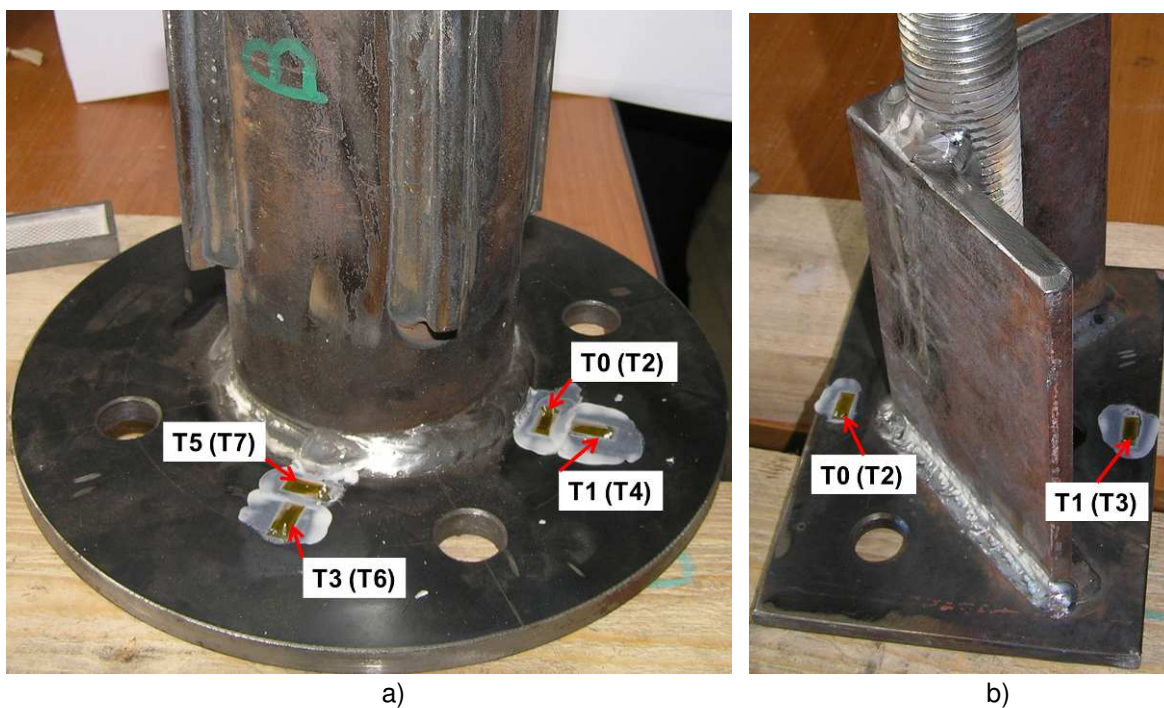


Obr. 125 – Porovnání průběhů von Missesova napětí za mezí kluzu čelní desky –  
Spoj L profilů s 10 mm čelní deskou: a) při zatížení silou **180 kN**; b) při zatížení silou **285 kN**

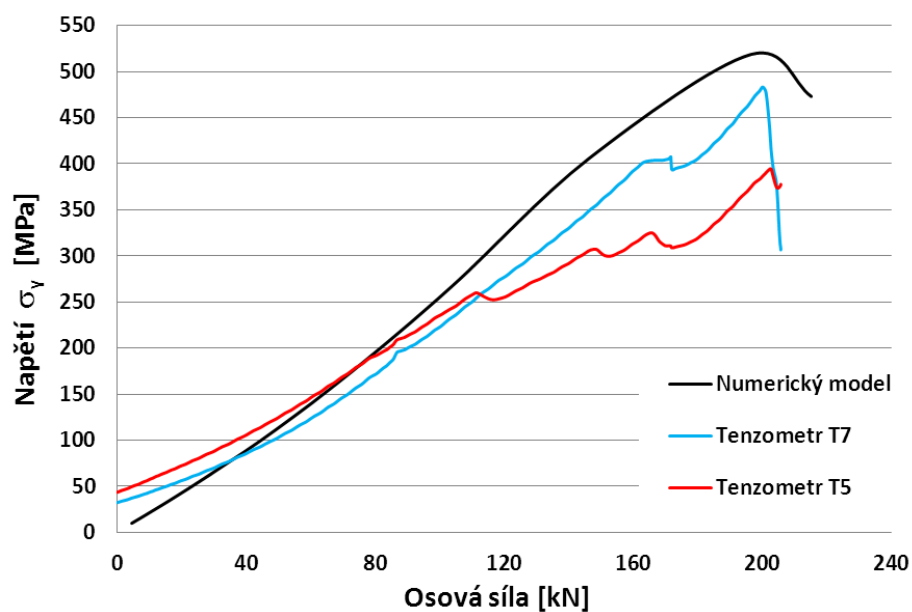


Obr. 126 – Porovnání rozvoje ekvivalentního plastického přetvoření –  
Spoj L profilů s 10 mm čelní deskou: a) při zatížení silou **180 kN**; b) při zatížení silou **285 kN**

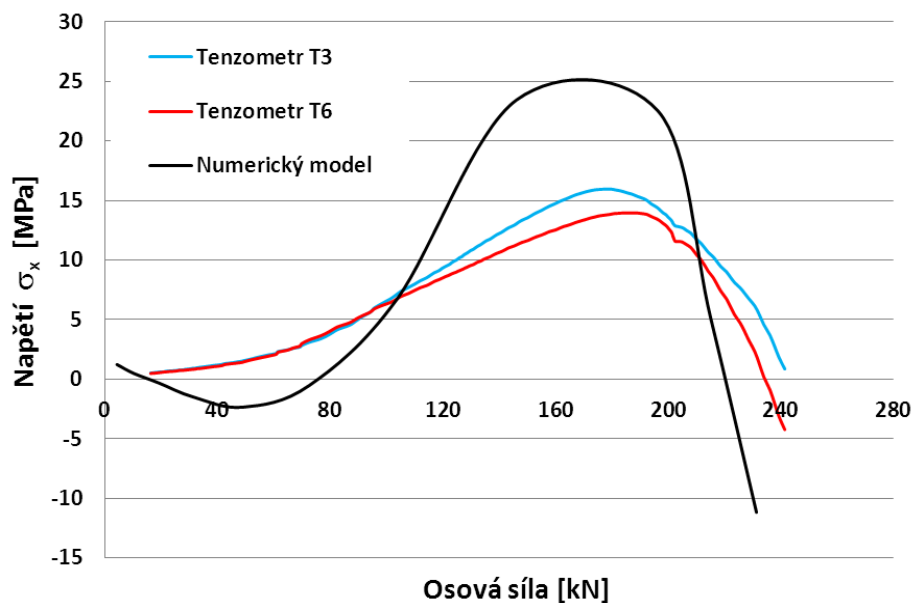
U spojů s čelními deskami tloušťky 10 mm bylo prováděno také měření pomocí tenzometrů, jejichž rozmístění a označení je patrné z Obr. 127. Na následujících grafech (Obr. 128 – Obr. 130) je pak znázorněno porovnání průběhů napětí v závislosti na celkové osově síle, které byly získány měřením na vybraných tenzometrech s průběhy napětí z numerických modelů. Z porovnání je zřejmé, že průběhy napětí na numerických modelech měly stejné tendence, jako napětí naměřené při fyzikálních testech.



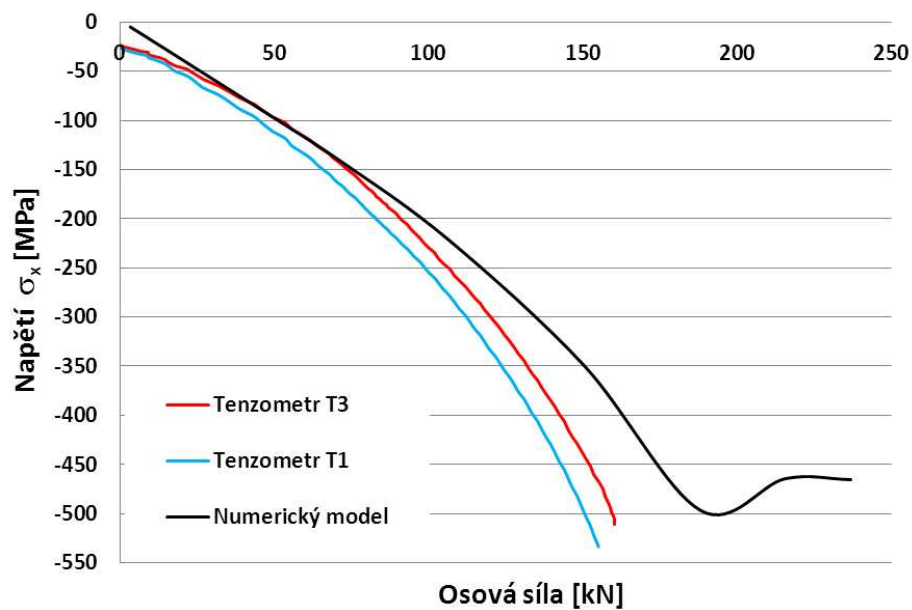
Obr. 127 – Rozmístění a označení tenzometrů: a) Spoj CHS profilů; b) Spoj L profilů



Obr. 128 – Porovnání průběhů napětí  $\sigma_y$  v závislosti na velikosti osově síly u spoje CHS profilů (oblast tenzometru T5, resp. T7 – dle Obr. 127)



Obr. 129 – Porovnání průběhů napětí  $\sigma_x$  v závislosti na velikosti osové síly u spoje CHS profilů (oblast tenzometru T3, resp. T6 – dle Obr. 127)



Obr. 130 – Porovnání průběhů napětí  $\sigma_x$  v závislosti na velikosti osové síly u spoje L profilů (oblast tenzometru T1, resp. T3 – dle Obr. 127)

### 3.8 Závěry

V MKP programu ANSYS 12.0 byly vytvořeny numerické modely šroubovaných montážních spojů CHS a L profilů s čelní deskou, které byly testovány v laboratořích FAST. Porovnáním experimentálních silově-deformačních křivek s výsledky numerických modelů bylo prokázáno, že numerické modely vystihovaly základní chování styčníků. Shoda mezi chováním numerických modelů a reálných vzorků byla potvrzena také porovnáním průběhů napětí v čelních deskách tloušťky 10 mm, či deformovaných tvarů jednotlivých styčníků.

Základní výsledky numerického modelování byly s ohledem na reálné laboratorní podmínky upraveny zohledněním vlivu tuhosti čelistí lisu v prokluzu. Pro názornost byly v grafech na Obr. 111 a Obr. 112 s experimentální křivkou porovnány jak výsledky numerických modelů se zohledněnou tuhostí čelistí lisu v prokluzu, tak i výsledky neupravené, které vyjadřovaly tuhost samotných styčníků. Tyto původní hodnoty byly porovnávány s částí experimentální křivky při odlehčení a opětovném zatížení, která ukazovala skutečnou tuhost samotného vzorku při experimentu, bez vlivu tuhosti zkušebního lisu v prokluzu. Z porovnání je zřejmé, že tuhosti numerického modelu i reálného vzorku se shodovaly.

Výsledky pro styčnící CHS profilů byly mimo jiné použity pro ověření metody posuzování těchto typů spojů, která je uvedena ve výzkumném projektu CIDECT [21]. Na základě výsledků prezentovaných na Obr. 111 a Obr. 113 lze použití této analytické metody doporučit.

U styčníků L profilů bylo jak při laboratorních zkouškách, tak v numerických modelech zřejmé výrazné přetížení středního šroubu (Obr. 121 a Obr. 122, resp. Obr. 125 a Obr. 126). Z prezentovaných výsledků lze vyvodit závěr, že navrhování nesymetrických spojů je, vzhledem k nejasnému nerovnoměrnému rozdělení vnitřních sil na jednotlivé konstrukční části spoje, nevhodné. Konkrétní rozdělení vnitřních sil je závislé na geometrii styčnicku a především na tuhostech jednotlivých komponent spoje, které není jednoduché vyjádřit analyticky. Tento jev lze pozorovat např. na rozvoji napětí ve šroubech na Obr. 121 a Obr. 125 (střední šroub u styčnicku s tlustou deskou přebírá v porovnání s ostatními šrouby výrazně větší podíl zatížení, než střední šroub u styčnicku s tenkou deskou).

Numerické modely styčníků, u kterých bylo rozhodující porušení šroubů bez páčení, vystihovaly dobře chování styčnicku. U styčníků s tenkými deskami, u kterých docházelo k výraznému páčení šroubů, dosahoval reálný vzorek v porovnání s numerickým modelem vyšší tuhosti po zplastizování čelní desky (např. Obr. 113). Tento nesoulad pravděpodobně souvisí se zjednodušenými numerických modelů (viz kapitola 3.5). Pro tyto typy spojů by bylo vhodné provést další experimenty s podrobnější studií vlivu páčení na celkovou tuhost styčnicku a citlivostní analýzu numerických modelů.

## 4 **ZÁVĚRY DISERTAČNÍ PRÁCE**

Problematika návrhu a posuzování styčníků ocelových příhradových konstrukcí je i dnes aktuální a návrhové postupy se neustále zdokonalují. Stávající vztahy jsou zpřesňovány a jsou také vyvíjeny nové návrhové postupy, či pomůcky. V této práci jsou proto shrnuty současné návrhové postupy používané pro posuzování svařovaných styčníků dutých průřezů a šroubovaných ocelových styčníků s čelními deskami. Důraz je kladen na možnost využití numerického modelování pro ověřování skutečného chování těchto styčníků.

- V kapitolách 2.2, 2.3, 3.1 a 3.2 jsou uvedeny současné metody posuzování svařovaných a šroubovaných styčníků ocelových konstrukcí, a to jak ty známé (normová doporučení), tak i méně známé (kapitoly 2.3 a 3.2).
- V kapitolách 2.6 a 3.6 byly mimo jiné verifikovány nové návrhové postupy doporučené v publikacích [44], resp. [21]. Tyto postupy nejsou (zatím) zavedeny v normě a nejsou rozšířeny v praxi, nicméně upravují, rozšiřují a zobecňují obecně známé (používané) metody řešení. Výsledky získané použitím těchto nových postupů byly v dobré shodě s výsledky z MKP modelů. Na základě porovnání, prezentovaných ve výše uvedených kapitolách, lze použití těchto analytických metod v praxi doporučit. Výhodou numerického modelování zůstává možnost získání přesnější představy o celkovém chování styčníků, klade však vysoké nároky na znalost MKP a použitého softwaru. Ve srovnání s metodami analytickými může být navíc numerické modelování časově náročnější.
- Na základě zkušeností získaných při zpracovávání disertační práce lze uvést následující doporučení pro tvorbu numerických modelů a jejich vyhodnocování:
  - Pro vystižení reálného chování styčníků je nutné v numerických modelech zohlednit nelinearity, a to jak fyzikální (plasticita), tak i geometrické (velké deformace). Některá zjednodušení modelů jsou s ohledem na požadované výstupy akceptovatelná – např. zanedbání svarů, zjednodušení některých kontaktních úloh apod. (viz např. kapitola 3.5). Naopak velkou pozornost je třeba věnovat okrajovým podmínkám modelu, které nemusí být, vzhledem k interakci jednotlivých prvků konstrukce a způsobu jejich namáhání, pro detail snadno definovatelné.
  - Při modelování v programu ANSYS je výhodné využití kontaktních prvků s tzv. MPC algoritmem, což umožňuje mimo jiné spojení různých typů konečných prvků. Toho lze např. využít k propojení detailu styčnicku se zjednodušeným prutovým modelem celé konstrukce (viz kapitoly 2.5 a 2.6), čímž lze výrazně zjednodušit zadávání okrajových podmínek (podpory, zatížení) a docílit reálného rozložení sil ve styčnicku. Výhodou tohoto postupu je především to, že chování řešeného detailu lze sledovat v kontextu celé konstrukce. Nevýhodou je však, že je model limitován

únosností celé konstrukce (resp. jejích prvků) a ne únosností konkrétního styčnicku (možné nedosažení post-kritického chování styčnicku). Ukázalo se, že tento typ propojení je tedy vhodný pouze pro základní ověření skutečného chování styčnicku, což je pro inženýrskou praxi dostačující. Podobných principů lze využít také v jiných programech, např.: SCIA Engineer (použití tuhých ramen), IDEA RS (automatické převedení okrajových podmínek z prutového modelu konstrukce na skořepinový model styčnicku). Řešení v jiných softwarech nebylo v disertační práci diskutováno.

- Vyhodnocování výsledků numerického modelování (např. stanovení typu porušení, stanovení únosnosti) musí být vždy provedeno globálně, nelze se zaměřit pouze na konkrétní detailní výsledky. Při vyhodnocování numerických modelů je vhodné sledovat některá z následujících kritérií: např. počátek plastizace, rozvoj plastických oblastí, lokální deformace, příp. vznik a velikost lokálních plastických deformací. Tato kritéria mohou rozhodovat o mezním stavu únosnosti, resp. mezním stavu použitelnosti styčnicku. Použití deformačních limitů (viz kapitola 2.4 a 2.6), např. místo plastické analýzy, je výhodné především u styčnicků dutých profilů kvůli tomu, že ačkoliv dojde k plastizaci povrchu pásu není ještě tuhost styčnicku vyčerpána vlivem membránového efektu, ke kterému dochází u pásových prutů. Naopak u některých typů styčnicků může být zavedení deformačního limitu, vzhledem ke způsobu porušení, nevhodné (viz kapitola 2.5.6).
- Při vyhodnocování výsledků numerického modelování na základě provedených experimentů je nutno zohlednit případné vlivy, které výsledky těchto experimentů ovlivňují (např. vliv tuhosti zatěžovacího zařízení v prokluzu, celkový prokluz, chyby v měření apod.). Tyto faktory je třeba vhodně implementovat do vyhodnocení (viz kapitola 3.7).
- Na základě dosažených výsledků lze uvést několik doporučení na změny v současné době platných vztahů pro stanovení únosností styčnicků:
  - Zohlednění vlivu napjatosti pásu u svařovaných styčnicků mezipásových prutů z uzavřených profilů a pásů z otevřených profilů (viz kapitola 2.5).
  - Zavedení inovovaných návrhových postupů dle publikace [44] pro svařované styčnický dutých průřezů (viz kapitola 2.6).
  - Zavedení nových návrhových postupů dle výzkumného projektu [21] pro šroubované styčnický CHS profilů s kruhovými čelními deskami (viz kapitola 3.2.1).
- Podněty pro další výzkum:
  - Ověření míry bezpečnosti návrhu dle Eurokódu [11] pro svařované styčnický dutých průřezů, u kterých byla dosažena nízká shoda vypočtených únosností s výsledky numerických modelů (viz kapitola 2.4).



- Řešení styčníků jednoose symetrických a nesymetrických průřezů s čelními deskami (viz např. spoj L profilů v kapitole 3), jejichž chování současné návrhové postupy nevystihují a v dostupné literatuře je nedostatečně zpracováno. Uvážení nesprávných předpokladů chování styčnicku (např. rozdělení vnitřních sil na jednotlivé konstrukční části spoje, způsob porušení apod.) může vést k chybnému určení reálné únosnosti spoje (možné poddimenzování).
- Podrobnější studie vlivu páčení na celkovou tuhost styčnicku u spojů s tenkými deskami, u kterých páčení šroubů výrazně ovlivňuje chování a únosnost spoje. V těchto případech byl pozorován nesoulad mezi chováním reálného styčnicku a numerického modelu po zplastizování čelní desky, což může souviset se zjednodušeními v numerickém modelu.

Výzkum a vývoj v oblasti navrhování ocelových přípojí intenzivně probíhá na řadě pracovišť v České republice. Jedním z nejnovějších nástrojů pro posuzování styčníků v inženýrské praxi je např. program IDEA StatiCa Steel, konkrétně jeho modul IDEA Connection [19]. Tento pokročilý software je od roku 2013 vyvíjen týmem složeným ze zaměstnanců firmy IDEA RS a akademických pracovníků ze dvou českých univerzit (ČVUT FSV Praha a VUT FAST Brno). Výpočet pomocí tohoto modulu je založen na nově vytvořené metodě CBFEM [38] (*Component Based Finite Element Model*), která v sobě navzájem kombinuje dlouhodobé zkušenosti s vývojem metody komponent, praktické zkušenosti s návrhem ocelových konstrukcí a vývoj MKP softwaru. Tento komerční software slouží především k posuzování ocelových konstrukcí a všech možných typů styčníků, ale bez možnosti uživatelských zásahů do numerického modelu. V této disertační práci nebyl tento program využit.



## 5 LITERATURA

- [1] AHMADI, H., ALI LOTFOLLAHI-YAGHIN, M., YONG-BO, S. and AMINFAR, M. H.: Parametric study and formulation of outer-brace geometric stress concentration factors in internally ring-stiffened tubular KT-joints of offshore structures. In: *Applied Ocean Research*. October 2012, Volume 38, p. 74 – 91. ISSN 0141-1187
- [2] *ANSYS Release 12.0* [PC program], ANSYS Help.
- [3] BITTENCOURT, M. C., de LIMA, L. R. O., VELLASCO, P. C. G. da S., da SILVA, J. G. S. and NEVES, L. F. da C.: A numerical analysis of tubular joints under static loading. In: *Proceedings of APCOM'07 in conjunction with EPMESC XI*, Kyoto, Japan. December 3 - 6, 2007.
- [4] CAO, J. J. and BELL, A. J.: Determination of bolt forces in a circular flange joint under tension force. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. 1996, 68 (1), p. 63-71. DOI: 10.1016/0308-0161(95)00040-2. ISSN 03080161.
- [5] CAO, J.J. and PACKER, J. A.: Design of tension circular flange joints in tubular structures. *Engineering Journal*. 1997, Volume 34 (1), p. 17 – 25. ISSN: 00138029.
- [6] CAO, J. J., PACKER, J. A. and YANG, G. J.: Yield line analysis of RHS connections with axial loads. In: *Journal of Constructional Steel Research*. October 1998, Volume 48, Issue 1, p. 24. ISSN 0143-974X.
- [7] CHOO, Y. S., QIAN, X. D., LIEW, J. Y. R. and WARDENIER, J.: Static strength of thick-walled CHS X-joints – Part I. New approach in strength definition. In: *Journal of Constructional Steel Research*. 2003, Volume 59, Issue 4, p. 1201 – 1228. ISSN 0143-974X.
- [8] CHOO, Y. S., QIAN, X. D. and WARDENIER, J.: Effects of boundary conditions and chord stresses on static strength of thick-walled CHS joints. In: *Journal of Constructional Steel Research*. 2006, Volume 62, Issue 4, p. 316 – 328. ISSN 0143-974X.
- [9] COUCHAUX, M.: *Comportement des assemblages par brides circulaires boulonnés*. INSA of Rennes, France, 2010. PhD thesis.
- [10] ČSN EN 1993-1-5, Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí - Část 1-5: *Boulení stěn*. Český normalizační institut, 2008.
- [11] ČSN EN 1993-1-8, Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí - Část 1-8: *Navrhování styčnicků*. Český normalizační institut, 2006. 126s.
- [12] *Design of structural connections to Eurocode 3 - frequently asked questions* [online]. Editor D. Moore, František Wald. Prague: Czech Technical University, 2003, 140 s. ISBN 80-01-02838-0. Dostupné z: [http://people.fsv.cvut.cz/www/wald/CESTRUCO/\\_aa\\_Textbook.htm](http://people.fsv.cvut.cz/www/wald/CESTRUCO/_aa_Textbook.htm)

- [13] FIDALGO, A. M. and REQUENA, J. A. V.: Theoretical and Numerical Study of Circular Flange Connection in Hollow Steel Structures. In: *Proceedings of the XXXIV Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering*. Pirenópolis, GO, Brazil: ABMEC, 2013, p. 11. ISSN 2178-4949.
- [14] FLODR, J., KREJSA, M., MIKOLÁŠEK, D., BROŽOVSKÝ, J. a PAŘENICA, P.: Numerické modelování tenkostěnného profilu s vlivem redistribuce ohybových momentů. *Modelování v mechanice 2015: [mezinárodní konference]*, Ostrava, květen 2015. Ostrava: VŠB - Technická univerzita Ostrava, 2015. ISBN 978-80-248-3756-7.
- [15] GHO, W. M., GAO, F. and YANG, Y.: Strain and stress concentration of completely overlapped tubular CHS joints under basic loadings. In *Journal of Constructional Steel Research*. July 2006, Volume 62, Issue 7. Pages 656-674, ISSN 0143-974X.
- [16] GHO, W. M., GAO, F., PACKER, J. A., ZHAO, X. L., van der VEGTE, G. J. and WARDENIER, J.: Current static design guidance for hollow-section joints. In: *Proceedings of the Institution of Civil Engineers*. Structures and buildings. December 2010, Volume 163, Issue 6. p. 361 – 373. ISSN 0965-0911.
- [17] HANTOUCHE, E. G., RASSATI, G. A., KUKRETI, A. R. and SWANSON, J. A.: Built-up T-stub connections for moment resisting frames: Experimental and finite element investigation for prequalification. *Engineering Structures*. 2012, Volume 43, p. 139 – 148. ISSN 01410296.
- [18] HOANG, V. L., JASPART, J. P. and DEMONCEAU, J. F.: Behaviour of bolted flange joints in tubular structures under monotonic, repeated and fatigue loadings I: Experimental tests. *Journal of Constructional Steel Research*. June 2013, Volume 85, p. 1 – 11. ISSN 0143974x.
- [19] *IDEA Connection* [online]. [cit. 2016-01]. Dostupné z: <http://www.idea-rs.com/cs/produkty/idea-statica-steel/#idea-connection>
- [20] IGARASHI, S., WAKIYAMA, N., INOUE, K., MATSUMOTO, T. and MURASE, Y.: Limit design of high strength bolted tube flange joint, Part 1 and 2. *Journal of Structural and Construction Engineering, Transactions of AIJ*. Japan, 1985.
- [21] JASPART, J. P., PIETRAPERTOSA, C., WEYNAND, K., BUSSE, E. and KLINKHAMMER, R.: *Development of a full consistent design approach for bolted and welded joints in building frames and trusses between steel members made of hollow and/or open sections: application of the component method*. Volume 1: practical guidelines. CIDECT Report 5BP – 4/05, 2005.

- [22] KATO B. and HIROSE, R.: *Bolted tension flanges joining circular hollow section members*. May 1984, CIDECT Prog. 8C.
- [23] KATO B. and MUKAI, A.: *Bolted tension flanges joining square hollow section members*. March 1982, CIDECT Prog. 8B.
- [24] KATULA, L. and MÁRAI, P.: Study the prying effect on bolted base-plate connections. *Periodica Polytechnica Civil Engineering*. 2013, Volume 57 (2), p. 157 – 172. DOI: 10.3311/PPci.7171. ISSN 0553-6626.
- [25] KOSTESKI, N., PACKER, J. A. and PUTHLI, R. S.: A finite element method based yield load determination procedure for hollow structural section connections. *Journal of Constructional Steel Research*. 2003, Volume 59 (4), p. 453 – 471. ISSN 0143974x.
- [26] KVOČÁK, V. a BEKE, P. Problematika konštrukčného riešenia uzlov uzavretých prierezov. *Konstrukce*. 1/2010, pp. II-V. ISSN 1213-8762.
- [27] LEE, M. M. K. and WILMSHURST, S. R.: Numerical modelling of CHS joints with multiplanar double-K configuration. In: *Journal of constructional steel research*. 1995, Volume 32, Issue 3, p. 281 – 301. ISSN: 0143-974X.
- [28] de LIMA, L. R. O., VELLASCO, P. C. G. da S., de ANDRADE, S. A. L., da SILVA, J. G. S., NEVES, L. F. da C. and BITTENCOURT, M. C.: Structural response of K and T tubular joints under static loading. In: *Proceedings of the International Workshop on Connections in Steel Structures*. Chicago: AISC - American Institute of Steel Construction, 2008, p. 1 – 10.
- [29] LU, L. H., WINKEL, G. D. de, YU, Y., and WARDENIER, J.: Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints. In: *Proceedings 6th International Symposium on Tubular Structures*, Melbourne, Australia, 1994.
- [30] MAREK, P.: Jak přispět k omezení havárií ocelových konstrukcí? *KONSTRUKCE Media* [online]. 2009, č. 4 [cit. 2010-5-24]. Dostupné z: <http://www.konstrukce.cz>. ISSN 1803-8433
- [31] MASSIMO, L., GIANVITTORIO, R., ALDINA, S. and LUIS, S. da S.: Experimental analysis and mechanical modeling of T-stubs with four bolts per row. *Journal of Constructional Steel Research*. 2014, Volume 101, p. 158 – 174. DOI: 10.1016/j.jcsr.2014.05.004. ISSN 0143974x.
- [32] ODROBIŇÁK, J. a VIČAN, J. Zavádzanie metódy komponentov pre polotuhý prípoj oceľ - drevo. *Sborník prednášok: Vedecká konferencia s medzinárodnou účasťou "Drevostavby"*. Vydal: pre ŽU v Žiline - Miroslav Gibala, KNM, 2010. p. 87 – 92. ISBN 978-80-970171-2-5
- [33] PACKER, J. A., WARDENIER, J., ZHAO, X. L., van der VEGTE, G. J. and KUROBANE, Y.: *Design guide 3 for rectangular hollow section (RHS) joints*

- under predominantly static loading, 2nd.* CIDECT, Construction with hollow steel sections, 2009. ISBN 978-3-938817-04-9.
- [34] PUTHLI, R. S., WARDENIER, J., de KONING, C. H. M., van WINGERDE, A. M. and van DOOREN, F. J.: Numerical and experimental determination of strain (stress) concentration factors of welded joints between square hollow sections. In: *Heron*. TNO Inst for Building Materials and Structures, Netherlands, 1988. Delft University of Technology, Volume 33, Issue 2. ISSN: 0046-7316
- [35] SALEM, A. H., SOLIMAN, E. A., IBRAHIM, S. A. and FAKHRY, K. F.: Strength of hollow section T-joints under bending moments. In *Proceedings of Twelfth International Colloquium on Structural and Geotechnical Engineering*. Cairo - Egypt: Ain Shams University, 2007
- [36] SHEN, W., CHOO, Y. S., WARDENIER, J., Van Der VEGTE, G. J. and PACKER, J. A.: Axially loaded Elliptical Hollow Section X joints, Part I: Experiments and numerical calibration. In: *Tubular Structures XIV - Proceedings of the 14th International Symposium on Tubular Structures*. 14th International Symposium on Tubular Structures, ISTS 2012. London, 12 - 14 September 2012. p. 257 – 264. ISBN: 978-041562137-3
- [37] SWANSON, J. A., KOKAN, D. S. and LEON, R. T.: Advanced finite element modeling of bolted T-stub connection components. In *Journal of Constructional Steel Research*, Volume 58, 2002, p. 1015 – 1031. ISSN 0143-974X
- [38] ŠABATKA, L., WALD, F., KABELÁČ, J., GÖDRICH, L. and NAVRÁTIL J.: Component based finite element model of structural connections. In: *Proceedings of the 12th International Conference on Steel, Space and Composite Structures*. Prague, Czech Republic, 28 – 30 May, 2014, p. 337 – 344. ISBN 978-981-09-0077-9.
- [39] *Training Manual – Advanced Contact & Fasteners for ANSYS 11.0*. First Edition, Inventory number: 002580, Published: September 22, 2008.
- [40] VEGTE, G. J. van der, MAKINO, Y. and WARDENIER, J.: The influence of boundary conditions on the chord load effect for CHS gap K-joints. In: *Connections in Steel Structures*. Amsterdam. June 3-4, 2004.
- [41] WALD, F. a SOKOL, Z.: *Navrhování styčníků*. Praha: Vydavatelství ČVUT, 1999. 144 p. ISBN 80-01-02073-8
- [42] WALD, F., SOKOL Z. and JASPART, J. P.: Base plate in bending and anchor bolts in tension. *Heron. Special Issue: Steel column bases*. 2008, Volume 53, Issue 1 / Season 2. ISSN 0046-7316.
- [43] WARDENIER, J.: *Hollow Sections in Structural Applications*. CIDECT, 2001. ISBN 0-471-49912-9

- [44] WARDENIER, J., KUROBANE, Y., PACKER, J. A., van der VEGTE, G. J. and ZHAO, X. L.: *Design guide 1 for circular hollow section (CHS) joint under predominantly static loading, 2nd.* CIDECT, Construction with hollow steel sections, 2008. ISBN 978-393-8817-032.
- [45] WARDENIER J., PUTHLI, R. S. and van der VEGTE, G. J.: Proposed corrections for EN 1993-1-8, part „Hollow section joints“. In: *Tubular structures XIV - proceedings of the 14th international symposium on tubular structures*. 14th International Symposium on Tubular Structures, ISTS 2012. London, 12 – 14 September 2012. p. 233 – 240. ISBN: 978-041562137-3
- [46] WHEELER, A., CLARKE, M. and HANCOCK, G. J.: *Design Model for Bolted Moment End Plate Connections Joining Rectangular Hollow Sections Using Eight Bolts*. Research Report No R827, Department of Civil Engineering, The University of Sydney, March 2003.
- [47] YANG, J. G., KIM, H. K., PARK, J. H. and BACK. M. C.: Analytical models for the initial axial tensile stiffness and ultimate tensile load of a T-stub, including the effects of prying action. *International Journal of Steel Structures*. 2013, Volume 13 (No. 2), p. 341 – 352. ISSN 1598-2351.
- [48] ZHAO, X. L.: Deformation limit and ultimate strength of welded T-joints in cold-formed RHS sections. In: *Journal of constructional steel research*. 2000, Volume 53, Issue 2, 16 p. ISSN: 0143-974X.
- [49] ZHAO, X. L. nad TONG, L. W.: New Development in Steel Tubular Joints. In: *Advances in Structural Engineering*. 2011, Volume 14, Issue 4, p. 699 – 716. ISSN 1369-4332.
- [50] ZOETEMEIJER, P.: A design method for the tension side of statically loaded, bolted beam-to-column connections. *HERON*. 1974, Volume 20 (No. 1), p. 1 – 57.
- [51] ZOETEMEIJER, P.: *Summary of the research on bolted beam-to-column connections*. Report 25-6-90-2. Delft University of Technology, Department of Civil Engineering, Structural Steelwork Section, Stevin Laboratory, January 1990.
- [52] [online], [cit. 2012-09]. Dostupné z: <http://www.casopisstavebnictvi.cz/>
- [53] [online], [cit. 2012-09]. Dostupné z: <http://stavby.karlovarska.net/>
- [54] [online], [cit. 2012-09]. Dostupné z: <http://www.kovomont.cz>
- [55] [online]. [cit. 2015-07]. Dostupné z: [http://www.cidect.com/en/Example\\_Applications/BangkokAirport.php](http://www.cidect.com/en/Example_Applications/BangkokAirport.php)
- [56] [online]. [cit. 2016-07]. Dostupné z: [http://www.cidect.com/en/Example\\_Applications/E-7.php](http://www.cidect.com/en/Example_Applications/E-7.php)

## 6 PUBLIKACE AUTORKY

\* publikace v databázi WOS nebo Scopus

- I. JURČÍKOVÁ, A. a ROSMANIT, M.: Numerický model svařovaného T-styčnicku z profilů CHS. In: *Sborník XXXVII. Celoštatného aktívu pracovníkov odboru ocelových konštrukcií so zahraničnou účasťou „Teoretické a konštrukčné problémy ocelových, kompozitných, drevených konštrukcií a mostov.“*, Modra, říjen 2011. Bratislava: STU Bratislava, 2011. 6 s. ISBN 978-80-227-3583-4.
- II. ČAJKA, R., BURKOVÍČ, K., MATEČKOVÁ, P., SEKANINA, D., STARÁ, M. a JURČÍKOVÁ, A.: Železobetonová přístavba alternativní scény divadla loutek v Ostravě. In: *18. betonářské dny 2011*. 18. betonářské dny, Hradec Králové, 2011. Praha: ČBS Servis, s.r.o., 2011. 6 s. ISBN 978-80-87158-30-2.
- III. JURČÍKOVÁ, A. a ROSMANIT, M.: Numerické modelování svařovaného T-styčnicku. *Sborník vědeckých prací Vysoké školy báňské - Technické univerzity Ostrava, řada stavební*, Ostrava. Číslo 2, 2011. Ročník XI. 6 s. ISSN 1213-1962.
- IV. \*JURČÍKOVÁ, A. a ROSMANIT, M.: FEM Model of Joint Consisting RHS and HEA Profiles. In: *STEEL STRUCTURES AND BRIDGES 2012: 23rd Czech and Slovak International Conference*. Podbanské, září 2012. Procedia Engineering, Volume 40, 2012, p. 6. ISSN 1877-7058.
- V. JURČÍKOVÁ, A. a ROSMANIT, M.: Možnost využití numerického modelování pro posouzení únosnosti svařovaného styčnicku. *Sborník vědeckých prací Vysoké školy báňské - Technické univerzity Ostrava, řada stavební*, Ostrava. Číslo 2, 2012. Ročník XII. 8 s. ISSN 1213-1962.
- VI. JURČÍKOVÁ, A. a ROSMANIT, M.: The possibility of using numerical modeling for assessment of welded joint load-bearing capacity. *Transactions of the VŠB - Technical University of Ostrava, Civil Engineering Series*. Volume XII, Issue 2, 2012, p. 9. ISSN 1804-4824.
- VII. JURČÍKOVÁ, A. a ROSMANIT, M., Křivý, V.: Numerické modelování svařovaného styčnicku z profilů RHS a HEA. In: *Modelování v mechanice 2012: [mezinárodní konference]*, Ostrava, květen 2012. Ostrava: VŠB - Technická univerzita Ostrava, 2012. ISBN 978-80-248-2694-3.
- VIII. MIKOLÁŠEK D., JURČÍKOVÁ A. a BROŽOVSKÝ J.: Modely numerické analýzy kolejnice tvaru 49 E1. *Sborník vědeckých prací Vysoké školy báňské - Technické univerzity Ostrava, řada stavební*, Ostrava. Číslo 2, 2012. Ročník XII. 8 s. ISSN 1213-1962.
- IX. JURČÍKOVÁ, A. a ROSMANIT, M.: Finitní model styčnicku tvořeného RHS a HEA profily. *Konstrukce*. Číslo 2, 2013, Ročník 12. s. 108 – 110. ISSN 1213-8762. Dostupné z: <http://www.konstrukce.cz/clanek/finitni-model-stycniku-tvoreneho-rhs-a-hea-profily>

- X. JURČÍKOVÁ, A. a ROSMANIT, M.: Propojení 3D detailu styčnicku s prutovým modelem konstrukce s využitím MPC algoritmu. In: *Modelování v mechanice 2013: sborník příspěvků vědecké konference: 22. a 23. května 2013, Ostrava, Czech Republic*. Ostrava: VŠB - Technická univerzita Ostrava, 2013. ISBN 978-80-248-2685-2.
- XI. JURČÍKOVÁ, A. a ROSMANIT, M.: Únosnost rovinného styčnicku příhradové konstrukce z CHS. In: *XXXVIII. aktiv pracovníkov odboru ocelových konštrukcií: OCEĽOVÉ, KOMPOZITNÉ A DREVENÉ NOSNÉ KONŠTRUKCIE A MOSTY*. Košice: TU Košice, SvF, ÚIS, září 2013, s. 81 – 88. ISBN 978-80-553-1480-8
- XII. JURČÍKOVÁ, A. a ROSMANIT, M.: The Evaluation of Load-Bearing Capacity of the Planar CHS Joint Using Finite Modeling. In: *World Academy of Science, Engineering and Technology*. WASET, Barcelona 14. – 15. 10. 2013, s. 479 - 482. ISSN 2010-376X.
- XIII. JURČÍKOVÁ, A. a ROSMANIT M.: Doporučení pro numerické modelování a analytické posouzení rovinného ocelového styčnicku z CHS profilů. *Sborník vědeckých prací VŠB-TUO, řada stavební*. Ostrava, 2013, Ročník XIII (2), s. 129 – 138. ISSN 1213-1962.
- XIV. JURČÍKOVÁ, A. a ROSMANIT, M.: Recommendations for numerical modeling and analytical assessment of a planar steel CHS joint. *Transactions of the VŠB - Technical University of Ostrava, Civil Engineering Series*. Versita, Volume XIII, Issue 2, 2013, p. 10. ISSN 1804-4824.
- XV. JURČÍKOVÁ, A. a ROSMANIT, M.: Numerický model montážního spoje CHS profilů s čelní deskou. In: *Modelování v mechanice 2014 : sborník příspěvků vědecké konference: 5. a 6. února 2014, Ostrava, Czech Republic*. Ostrava: VŠB - Technická univerzita Ostrava, 2014. ISBN 978-80-248-3320-0.
- XVI. JURČÍKOVÁ, A., PAŘENICA P. a ROSMANIT M.: Numerical models of end-plate assembling bolt connections of CHS profiles. In: *Advances in Civil Engineering and Building Materials IV*. 4th International Conference on Civil Engineering and Building Materials (CEBM 2014), 15. – 16. 11. 2014, Hong Kong. Taylor&Francis Group, 2014, s. 107 – 112. ISBN 978-1-138-00088-9.
- XVII. JURČÍKOVÁ, A., PAŘENICA P. a ROSMANIT M.: Numerical Models of End-Plate Assembling Bolt Connection of Angle Profiles. In: *Applied Mechanics and Materials*. International Conference on Advanced Engineering and Technology (ICAET 2014), 19. – 21. 12. 2014, Incheon. Trans Tech Publication Ltd, 2015, Volume 752-753, p. 552 – 557. ISBN 978-3-03835-442-0. ISSN 1662-7482. Dostupné také z: <http://www.scientific.net/AMM.752-753.552>
- XVIII. ROSMANIT, M. a JURČÍKOVÁ A.: FEM Modeling of End-Plate Assembling Bolt Connections of CHS Profiles. In: *Applied Mechanics and Materials*. 3rd International Conference on Applied Mechanics and Materials 2014 (ICAMM 2014), 15. – 16. 11. 2014, Shenzhen. Trans Tech Publications,

- 2015, Volume 723, s. 76 – 80. ISBN 978-3-03835-387-4. ISSN 1662-7482. Dostupné také z: <http://www.scientific.net/AMM.723.76>
- XIX. JURČÍKOVÁ, A. a ROSMANIT, M.: Numerical modelling and the analytical assessment of a steel planar CHS joint. In: *APCBEE procedia*. International Conference on Civil Engineering (3. : 2014 : Mauricius), 29. – 30. 11. 2014, Mauricius. Elsevier, 2015, p. 5. ISSN 2212-6708.
- XX. KŘIVÝ, V., MYNARZ, M. a JURČÍKOVÁ, A.: The use of linear fracture mechanics to estimate the service life of the historic riveted crane runway. In: *APCBEE procedia*. International Conference on Civil Engineering (3. : 2014 : Mauricius), 29. – 30. 11. 2014, Mauricius. Elsevier, 2015, p. 5. ISSN 2212-6708.
- XXI. JURČÍKOVÁ, A. a ROSMANIT, M.: Numerické modely montážních spojů CHS a L profilů s čelní deskou a jejich experimentální ověření. In: *Modelování v mechanice 2015 : sborník příspěvků vědecké konference : 28. a 29. května 2015*. Ostrava: VŠB - Technická univerzita Ostrava, 2015, s. 1 – 7. ISBN 978-80-248-3756-7.
- XXII. JURČÍKOVÁ, A., PAŘENICA P. a ROSMANIT M.: MKP modely šroubovaných montážních spojů L profilů. In: *Zborník prednášok: 40. aktív pracovníkov odboru ocelových konštrukcií: stav a perspektívy rozvoja*. Oščadnica, 22. – 23.10.2015. Kysucké Nové Mesto: Miroslav Gibala, 2015, s. 6. ISBN 978-80-89619-01-6.
- XXIII. JURČÍKOVÁ, A., PAŘENICA P. a ROSMANIT M.: Numerické modelování a laboratorní zkoušky šroubovaných montážních spojů s čelní deskou. *Sborník vědeckých prací VŠB-TUO, řada stavební*. Ostrava, 2015, Ročník XV (2), s. 8. ISSN 1213-1962.



## **7 VĚDECKÁ A ODBORNÁ ČINNOST AUTORKY**

- 2014 – 2015** Teoretická analýza a experimentální výzkum styčníků příhradových konstrukcí; Identifikační kód: SK-CZ-2013-0171 (*spoluřešitelka*)
- 2012 – 2015** Inovace studijního programu stavební inženýrství; Registrační číslo: CZ.1.07/2.2.00/28.0260 (*spoluřešitelka*)
- 2014** Experimentální ověření numerických modelů ocelových styčníků příhradových konstrukcí; Identifikační kód: SP2014/168 (*řešitelka*)
- 2014** Experimentální a numerické modelování šroubových spojů namáhaných páčením; Koncepční rozvoj (*spoluřešitelka*)
- 2013** Parametrická studie ocelového styčnicku s využitím numerického modelování; Identifikační kód: SP2013/169 (*řešitelka*)
- 2013** Pořádání mezinárodní konference Modelování v mechanice 2013; Identifikační kód: ROZP2013/21 (*spoluřešitelka*)
- 2012** Numerické modelování svařovaných T a K-styčníků; Identifikační kód: SP2012/135 (*řešitelka*)
- 2012** Tuhostní charakteristika přípoje ocelového příčnicku a nosného dřevěného trámu; Identifikační kód: SP2012/150 (*spoluřešitelka*)
- 2012** Vliv deformací terénu způsobených důlní činností na namáhání konstrukce kolejové jízdní dráhy; Koncepční rozvoj (*spoluřešitelka*)
- 2011** Numerické modelování svařovaných styčníků dutých průřezů; Identifikační kód: SP2011/185 (*řešitelka*)